



Diplomarbeit

VORGEHENSWEISE ZUR IMPLEMENTIERUNG VON
WERKSTOFFMODELLEN IN DIE LEBENSDAUERBEWERTUNG
VON THERMO-MECHANISCH BEANSPRUCHTEN
KOMponentEN

Martin Fortin

Montanuniversität Leoben
Department of Product Engineering
Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau
Leoben, Austria

Betreuer:

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Wilfried Eichlseder
und
Dipl.-Ing. Dr. mont. Gerhard Winter

Dezember 2009

Copyright © 2009 by

Martin FORTIN
Montanuniversität Leoben
Franz-Josef-Straße 18

A-8700 Leoben, Austria

Internet: <http://amb.mu-leoben.at/welcome.html>
E-Mail: amb@mu-leoben.at
fatigue@mu-leoben.at
martin.fortin@stud.unileoben.ac.at
Tel.: ++43 (0)3842 402 1401
Fax.: ++43 (0)3842 402 1402

Alle Rechte vorbehalten



Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meines Studiums Montanmaschinenwesen mit Schwerpunkt Computational Design am Department Product Engineering, Lehrstuhl Allgemeiner Maschinenbau, an der Montanuniversität Leoben.

Dem Leiter des Lehrstuhls, Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. Wilfried Eichlseder, danke ich für die Schaffung der Voraussetzungen zur Durchführung dieser Arbeit und für seine Unterstützung.

Herrn Dipl.-Ing. Dr. Gerhard Winter danke ich besonders für die Betreuung und Förderung, die er mir im Laufe der Arbeit entgegengebracht haben.

Mein Dank gilt allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Lehrstuhls Allgemeiner Maschinenbau sowie des CD-Labors für Betriebsfestigkeit, die mich in meiner Tätigkeit unterstützt haben.

Der größte Dank gilt jedoch meinen Eltern und Geschwistern, die mir das Studium ermöglicht und mich während dieser Zeit stets begleitet, unterstützt und motiviert haben.

Martin Fortin
Leoben, 23. November 2009



Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Martin Fortin
Leoben, 23. November 2009

Abstract

The present thesis deals with the verification of methods for the evaluation of the lifetime as well as parameterisation and implementation of material models for investigating the loading situation of thermo-mechanically loaded components.

An outline of material models and their possibility for the use concerning an implementation in a simulation of thermo-mechanical loaded components is given. Therefore different models for the characterization of the materials' response in the commercial finite element solver *Abaqus*® have been studied regarding to the possibility of their use in simulation.

In the course of this work a routine was developed for the creation of material parameters for the *nonlinear isotropic/kinematic hardening* model from thermo-mechanical fatigue (TMF) test data. The parameterisation of these dimensions is based on stress-strain curves measured in an attempt whereas determinations are calculated with the help of an unconstrained non-linear optimization in *Matlab*®.

With the selected material model, it is possible to simulate the elaborate loading situations in geometrically complex components where a combination of thermal and mechanical loads is applied. For a qualitative verification of the material parameters, calculated by the developed routine, a simulation model was generated and the found parameters were integrated into this. The implementation of the material model was done by an *user subroutine* which selects the suitable parameters to describe the material behaviour depending on the loading situation, constraint factor and temperature. This process enables the determination of the loading situation in the structure considering temperature, constraint factor and loading direction.

The stress-strain distribution determined in the simulation is used as a basis for the lifetime evaluation. Furthermore, different methods for the lifetime prediction are compared with each other and their quality is evaluated.

The present work gives an overview of the most essential methods for the lifetime assessment of thermal and mechanically loaded components and shows the possibility of adapting and implementing a material model in a conventional FE-solver.

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Verifizierung von Methoden zur Abschätzung der Lebensdauer sowie der Parametrierung und Implementierung von Werkstoffmodellen zur Untersuchung der Belastungssituation von thermo-mechanisch beanspruchten Bauteilen.

Es wird ein Überblick von Werkstoffmodellen und deren Möglichkeit zur Anwendung hinsichtlich der Verwendung zur Simulation thermo-mechanisch beanspruchter Bauteile gegeben. Dazu wurden verschiedene Modelle zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens, die im kommerziellen Finite Elemente Solver *Abaqus*® enthalten sind, bezüglich ihrer Anwendung zur Simulation untersucht.

Im Zuge der Arbeit wurde eine Routine zur Erstellung von Materialparametern für das *nonlinear isotropic/kinematic hardening* Modell aus TMF-Versuchsdaten erstellt. Die Parametrierung dieser Größen basiert auf im Versuch gemessenen Spannungs-Dehnungs-Verläufen, wobei die Ermittlung der Parameter mittels einer uneingeschränkten nichtlinearen Optimierung in *Matlab*® erfolgt.

Mit dem gewählten Materialmodell ist es möglich, komplizierte Belastungssituationen bei überlagerter thermischer und mechanischer Beanspruchung in komplexen Bauteilen nachzubilden. Zur qualitativen Verifizierung der durch die generierte Routine berechneten Materialparameter wurde ein Simulationsmodell erstellt und die gefundenen Parameter in dieses eingebunden. Die Implementierung des Werkstoffmodells erfolgte über eine *User Subroutine*, die abhängig von der Belastungssituation die entsprechenden Parameter zur Abbildung des Werkstoffverhaltens auswählt. Dieser Vorgang ermöglicht es, die Belastungen in der Struktur abhängig von Temperatur, Dehnungsbehinderung und Belastungsrichtung zu ermitteln.

Die in der Simulation ermittelten Spannungs- und Dehnungsgrößen werden als Grundlage für eine Lebensdauerabschätzung herangezogen. Dabei werden unterschiedliche Konzepte miteinander verglichen und gegenübergestellt sowie deren Aussagekraft qualitativ bewertet.

Die vorliegende Arbeit gibt einen Überblick über die wesentlichsten Methoden zur Lebensdauerbewertung von thermisch und mechanisch beanspruchten Bauteilen und zeigt die Möglichkeit der Anpassung und Implementierung eines Werkstoffmodells in einen kommerziellen FE-Solver.



Inhaltsverzeichnis

Danksagung	i
Eidesstattliche Erklärung	ii
Abstract	iii
Kurzfassung	iv
Inhaltsverzeichnis	v
1 Einleitung	1
2 Grundlagen	3
2.1 Einflussfaktoren	3
2.1.1 Wärmeausdehnungskoeffizient	4
2.1.2 Wärmeleitfähigkeit	4
2.1.3 Elastizitätsmodul	5
2.1.4 Streckgrenze	6
2.1.5 Korngröße	6
2.1.6 Kriechfestigkeit	7
2.1.7 Korrosions- bzw. Oxidationsbeständigkeit	7
2.1.8 Diskussion der Einflussfaktoren	8
2.2 Beanspruchungs- und Versuchszyklen	10
2.2.1 Annäherung von TMF-Daten	10
2.2.2 TMF-Versuchsdurchführung	10
2.3 Schädigungsmechanismen	12
2.3.1 Ermüdung	13
2.3.2 Kriechen	13
2.3.3 Korrosion und Oxidation	14
2.4 Lebensdauerabschätzung	15
2.4.1 Zyklisches Werkstoffverhalten	15
2.4.2 Lebensdauermodelle	17
2.5 Lebensdauerabschätzung unter thermo-mechanischer Belastung	22
3 Werkstoffmodelle	24
3.1 Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung	24
3.1.1 Bauschingereffekt	24

3.1.2	Zyklische Verfestigung mit plastischer Stabilisierung	25
3.1.3	Kriechen	26
3.1.4	Relaxation der Mittelspannung	27
3.2	Unterteilung der Werkstoffmodelle	28
3.3	Materialmodelle in Simulationsprogrammen	31
3.3.1	Cast Iron Plasticity Model	31
3.3.2	Two-Layer Plasticity	33
3.3.3	Deformation Plasticity Model	35
3.3.4	Nonlinear isotropic/kinematic hardening model	36
4	Konzepte zur Beschreibung des Lebensdauerhaltens	38
4.1	<i>Unified Energy Approach</i>	38
4.1.1	Schädigungsparameter auf Energiebasis	38
4.2	Anwendung des Modells nach <i>Shitoglu</i>	42
4.2.1	Bestimmung der Einzelschädigungsparameter	42
4.2.2	Gegenüberstellung unterschiedlicher Lebensdaueransätze	44
4.3	<i>Separated Energy Approach</i>	45
4.3.1	Ermüdung	45
4.3.2	Oxidation	46
4.3.3	Kriechen	46
4.3.4	Erweiterung des „Unified Energy Approach“ Ansatzes	47
4.4	Temperaturwöhlerlinie	48
5	Aufbau und Bewertung eines Simulationsmodells	50
5.1	Verifikationsbauteil	50
5.2	Belastungssituation	51
5.3	Aufbau Simulationsmodell	53
5.3.1	Ergebnisse der Simulation	54
5.3.2	Modellierungsvarianten	56
5.3.3	Untersuchung der Netzqualität	57
6	Parametererstellung für das Combined Hardening Modell	60
6.1	Combined Hardening Model	60
6.2	Versuchsdaten	61
6.3	Messdatenaufbereitung	62
6.3.1	Elimination von Störeinflüssen	63
6.3.2	Teilung der Messdaten in Belastungsrichtungen	64
6.3.3	Ermittlung des elastischen und plastischen Anteils	64
6.4	Bestimmung der Werkstoffparameter	66
6.5	Anpassung der Parameter	67
6.6	Qualitative Bewertung der ermittelten Parameter	68
6.7	Parameterfunktionen	68
6.7.1	Parameterfunktion $\sigma _0$	69
6.7.2	Parameterfunktion C	71
6.7.3	Parameterfunktion γ	72
6.7.4	Abhängigkeit des E-Moduls	73

6.8	Parameterinterpolation	75
7	Implementierung des erstellten Werkstoffmodells	76
7.1	Einbindung der Werkstoffparameter	76
7.2	Aufbau der <i>User Subroutine</i> zur Bestimmung der Feldvariablen	78
7.2.1	Bestimmung der Dehnungsbehinderung	78
7.2.2	Bestimmung der Temperaturdifferenz	78
7.2.3	Bestimmung der Belastungsrichtung	79
7.3	Richtungsabhängigkeit der vektoriellen Größen	81
7.3.1	Koordinatentransformation	81
7.4	Richtungsabhängigkeit der Auswertung	83
8	Resultate unterschiedlicher Simulationsvarianten	84
8.1	<i>Variante I</i> - ungekerbte Scheibe rein thermisch belastet	85
8.2	<i>Variante II</i> - gekerbte Scheibe, rein thermisch belastet	88
8.2.1	Einfluss der Netzqualität und der Kerbschärfe	89
8.3	<i>Variante III</i> - ungekerbte Scheibe thermisch und mechanisch belastet	90
8.4	<i>Variante IV</i> - gekerbte Scheibe, thermisch und mechanisch belastet	92
8.5	Einfluss der Kerbe auf die Struktur	93
9	Lebensdauerbewertung	96
9.1	Parametrierung der Lebensdauermodelle	96
9.1.1	Bestimmung der werkstoffspezifischen Parameter	97
9.1.2	Parameter für den Ansatz nach <i>Manson-Coffin</i>	98
9.1.3	Parameter für <i>Unified Energy Approach</i> nach Riedler	101
9.1.4	Parameter für den Ansatz nach <i>Smith-Watson-Topper</i>	103
9.1.5	Parameter für den Ansatz nach <i>Ostergren</i>	105
9.1.6	Qualitative Bewertung der unterschiedlichen Lebensdauermodelle	107
9.2	Lebensdauerbewertung eines signifikanten Elements	108
10	Resümee	110
10.1	Wesentliche Einflussfaktoren unter thermo-mechanischer Ermüdung	110
10.2	Parametererstellung	110
10.3	Implementierung des Materialmodells	112
10.4	Untersuchung unterschiedlicher Simulationsmodelle	112
10.5	Lebensdauerbewertung	113
10.6	Zusammenfassung und Ausblick	114
	Formelzeichen	115
	Abbildungsverzeichnis	118
	Tabellenverzeichnis	122
	Bibliografie	123

1 Einleitung

Abhängig von der Umgebung und den Einsatzbedingungen unterliegt der Großteil technischer Bauteile unterschiedlichsten zyklischen Belastungen. Handelt es sich bei diesen Belastungen um rein mechanische, werden die Bauteile nach Gesichtspunkten der konventionellen Betriebsfestigkeit betrachtet. Werden Spannungen in einem Bauteil durch zyklische Temperaturschwankungen hervorgerufen, spricht man von thermischer Ermüdung. Überlagern sich diese beiden Beanspruchungsarten, mechanische und thermische, handelt es sich um thermo-mechanische Ermüdung (thermo-mechanical fatigue, TMF).

Bei reiner zyklischer, mechanischer Belastung, wie sie z.B. durch oszillierende Massenkräfte an einem Pleuel eines Verbrennungsmotors hervorgerufen werden, kommt es zu einer Verminderung der Festigkeit gegenüber jener aus dem statischen Zugversuch ermittelten Wert. Grund dafür sind Gleitbewegungen von Versetzungen, die infolge der zyklischen Belastung bereits bei geringeren als in den statischen Versuchen ermittelten Belastungen aktiviert werden.

Bei Bauteilen, die thermischen Zyklen ausgesetzt sind, können sich infolge von Temperaturgradienten Spannungen aufbauen, die zu einer Schädigung des Bauteils führen. Dies tritt beispielsweise an oberflächlich aufgeheizten Bauteilen auf, bei denen sich aufgrund des kühleren Werkstoffvolumens im Inneren ein Temperaturgradient ausbildet.

Durch die Überlagerung der beiden oben genannten Belastungen kommt es zu thermo-mechanischer Ermüdung. Ein Beispiel für das Auftreten dieser stellt das gleichzeitige Einwirken des Gasdrucks (mechanisch) und wechselnder Temperaturen infolge von Ladungswechsel und Verbrennung (thermisch) im Arbeitsraum einer Verbrennungskraftmaschine dar.

Die thermo-mechanische Ermüdung umspannt weite Bereiche des Maschinenbaus und tritt beispielsweise im Motorenbau am Zylinderkopf, Abgaskrümmen oder Kolben auf. Aber auch im Turbinen- und Triebwerksbau werden Komponenten wie Triebwerksschaufeln oder Brennkammer thermisch und mechanisch belastet. Ein weiteres Anwendungsgebiet stellt der Anlagen- und Kraftwerksbau dar. Hier kommt es meist durch Mischungseffekte in Rohrleitungen zu einer Überlagerung der unterschiedlichen Belastungsarten.

Aufgrund der erhöhten Temperaturen, denen die Komponenten unter thermo-mechanischer Beanspruchung unterliegen, kommt es zu mehreren, sich überlagernden Schädigungsmechanismen. Diese sind neben der konventionellen Ermüdung, wie sie bei zyklisch beanspruchten Bauteilen auftritt, Korrosion und Oxidation.

Bedingt durch die unterschiedlichen Schädigungsmechanismen, die infolge der thermischen und mechanischen Beanspruchung auftreten, stellt die akkurate Abbildung des Materialverhaltens eine besondere Herausforderung dar. Die für die Beschreibung dieses Verhaltens relevanten Daten werden Spannungs-Dehnungs-Hysteresen entnommen, welche die Basis für zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven bilden. Mit Hilfe dieser kann das Werkstoffverhalten im stabilisierten Zustand beschrieben werden.

Die gefundenen Belastungsgrößen können in weiterer Folge zur Lebensdauerabschätzung herangezogen werden. Dazu dienen unterschiedliche Lebensdauerkonzepte, die sich unterschiedlicher Methoden bzw. Kriterien bedienen. Die Problemstellungen und Vorgehensweisen bei der Auslegung thermo-mechanischer Komponenten sollen in Abb. 1.1 verdeutlicht werden.

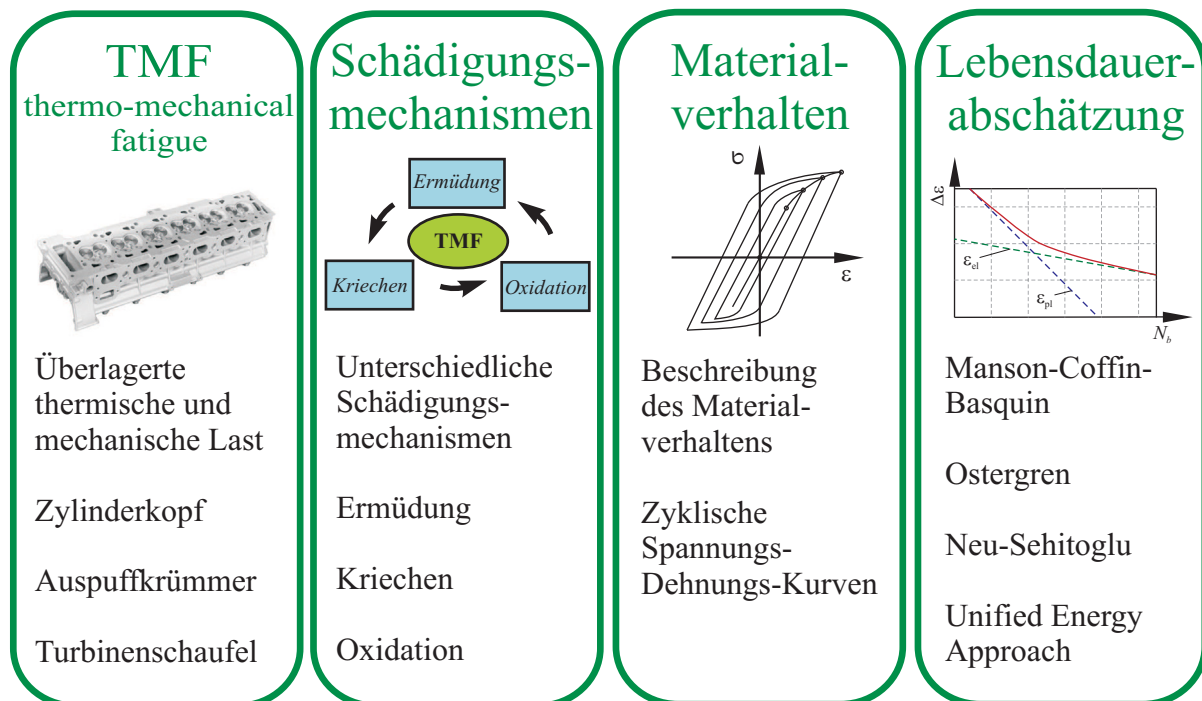


Abbildung 1.1: Problematik der thermo-mechanischen Ermüdung

2 Grundlagen

Das komplexe Zusammenspiel der mechanischen und thermischen Komponenten stellt besonders für die Beschreibung des Materialverhaltens eine große Herausforderung dar. Dieses Verständnis ist speziell für eine zuverlässige Lebensdauerabschätzung von essenzieller Bedeutung. Dahingehend soll dieses Kapitel die wichtigsten Einflussfaktoren, Prüf- und Schädigungsmechanismen sowie Methoden zur Lebensdauerabschätzung darstellen.

Da in den folgenden Kapiteln eine Methodikfindung zur Erstellung von Materialparametern sowie eine Einbindung in ein Simulationsmodell vorgestellt wird, welche auf einer Gusseisenlegierung mit Lamellengrafit basieren, soll in weiterer Folge im Speziellen auf diese nahe verwandte Werkstoffgruppe eingegangen werden.

2.1 Einflussfaktoren

Bei thermo-mechanischer Ermüdung handelt es sich um eine zeitliche Schwächung eines Bauteils unter gleichzeitig wirkender thermischer und mechanischer Belastung. Im Wesentlichen lassen sich folgende Faktoren zusammenfassen, die über die Fähigkeit eines Werkstoffs entscheiden TMF zu ertragen [3]:

- Wärmeausdehnungskoeffizient
- Wärmeleitfähigkeit
- Elastizitätsmodul
- Streckgrenze
- Korngröße
- Kriechfestigkeit
- Korrosionsbeständigkeit

2.1.1 Wärmeausdehnungskoeffizient

Mit steigender Temperatur steigt die Schwingungsamplitude der Atome im Werkstoff und führt zu einer Ausdehnung des Materials. Sind diese thermischen Dehnungen ϵ^{th} im Bauteil nicht vollkommen ungehindert, kommt es zu thermisch induzierten Spannungen. Dieser Zusammenhang kann durch den linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten α_{th} nach Glg. 2.1 beschrieben werden. Typische Werte für den Wärmeausdehnungskoeffizienten unterschiedlicher Gusseisenlegierungen sind in Tab. 2.1 im Bereich von 20 – 400[°C] angegeben [8] [15].

$$\epsilon_{th} = \frac{\Delta L}{L_0} = \alpha_{th} \cdot \Delta T \quad (2.1)$$

Wärmeausdehnungskoeffizient α_{th}		
GJL	GJS	GJV
[1/K]	[1/K]	[1/K]
$13,0e^{-6}$	$12,5e^{-6}$	$12,5e^{-6}$

Tabelle 2.1: Kennwerte Wärmeausdehnungskoeffizienten

2.1.2 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit λ beschreibt das Vermögen eines Werkstoffs thermische Energie in Form von Wärme durch Wärmeleitung zu übertragen. Sie gibt an, welche Wärmemenge von einer Seite eines Bauteils mit 1[m²] Fläche und 1[m] Dicke bei einem Temperaturunterschied von 1[K] zwischen Innen- und Außenseite in einer Sekunde von der einen zur anderen Seite übertragen wird. Wiederum sind typische Kennwerte dieser physikalischen Eigenschaft in Tab. 2.2 zusammengefasst, wobei die angegebenen Werte für ein Temperaturniveau von 300[°C] gültig sind [8] [15].

Wärmeleitfähigkeit λ		
GJL	GJS	GJV
[W/mK]	[W/mK]	[W/mK]
50 bis 43,5	36,2 bis 31,1	42 bis 34

Tabelle 2.2: Kennwerte Wärmeleitfähigkeiten

2.1.3 Elastizitätsmodul

Der Elastizitätsmodul E beschreibt den Zusammenhang zwischen mechanischer Spannung und Dehnung in der Form

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (2.2)$$

für den linear elastischen Werkstoffbereich. Im Spannungs-Dehnungs Diagramm stellt der Elastizitätsmodul die Steigung der elastischen Geraden dar und ist zugleich ein Maß für die Steifigkeit eines Werkstoffs. Der E-Modul wird im Wesentlichen durch die Grundstruktur eines Werkstoffs definiert, ist aber in weiterer Folge auch abhängig von Faktoren wie Temperatur oder Belastungsgeschwindigkeit. In Tab. 2.3 sind wiederum die Wertebereich für die unterschiedlichen Gusseisensorten angeführt [8] [15].

Elastizitätsmodul E		
GJL	GJS	GJV
[GPa]	[GPa]	[GPa]
78 bis 143	169 bis 176	130 bis 160

Tabelle 2.3: Kennwerte Elastizitätsmodul

2.1.3.1 Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls

Mit steigender Temperatur sinkt der E-Modul, was sich durch das Schwingen der Atome erklären lässt [31]. In Abb. 2.1 ist der Potentialtopf eines Atoms dargestellt. Da die abstoßende Wechselwirkung eine kürzere Reichweite als die anziehende hat, besitzt die linke Seite des Potentialtopfs eine größere Steigung als die rechte Seite. Steigt die Temperatur, erhöht sich die Energie des Atoms um den Betrag der zugeführten thermischen Energie U_{th} bezogen auf das Minimum. Durch die Asymmetrie des Potentialtopfes verschiebt sich der mittlere Aufenthaltsort des betrachteten Atoms zu einer Position, an der die Steigung der Bindungskraft geringer und somit die Steifigkeit kleiner ist. Da der E-Modul ein Maß für die Steifigkeit ist, lässt sich dadurch die Abnahme dessen mit steigender Temperatur erklären.

In der Literatur wird die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmodul für Metalle durch die Beziehung

$$E_T \approx E_{0[K]} \cdot \left(1 - 0,5 \frac{T}{T_m} \right) \quad (2.3)$$

angegeben [31]. Dabei stellt $E_{0[K]}$ den E-Modul bei $0[K]$ und T_m die halbe Schmelztemperatur des entsprechenden Metalls dar, welche für Gusseisen bei $1250[^\circ C]$ liegt.

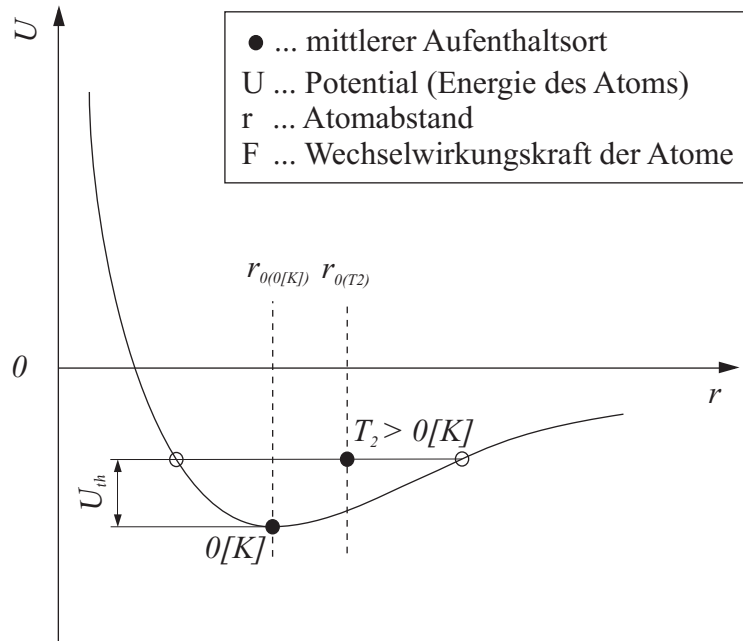


Abbildung 2.1: Wechselwirkungspotential zweier Atome [31]

2.1.4 Streckgrenze

Die Streckgrenze stellt jenen Punkt dar, bis zu welchem ein duktiler Werkstoff gedehnt werden kann, ohne dass dieser eine plastische Formänderung erfährt. Steigt die Belastung über diese Grenze, kommt es zum Plastifizieren des Werkstoffs, woraus eine bleibende Volumenänderung auch nach Wegnahme der Last resultiert. Typische Werte für unterschiedliche Gusseisenkategorien sind in Tab. 2.4 zusammengefasst [8] [15].

Dehngrenze		
GJL $R_{p0,1}$	GJS $R_{p0,2}$	GJV $R_{p0,2}$
[MPa]	[MPa]	[MPa]
98 bis 285	220 bis 260	210 bis 420

Tabelle 2.4: Kennwerte für die Dehngrenze

2.1.5 Korngröße

Die Grundstruktur metallischer Werkstoffe besteht aus kristallinen Körnern, in denen die Atome in einer regelmäßigen Ordnung zueinander angeordnet sind. Die einzelnen Körner stoßen an den Korngrenzen aneinander und bilden die Grundstruktur der metallischen Werkstoffe. Korngrenzen stellen dabei bei allen Temperaturen unüberwindliche Hindernisse für Versetzungen dar und begrenzen somit die maximalen Laufwege der Versetzungen. Daher sind die Größe der Körner d sowie auftretende Ausscheidungen, die sich an den Korngrenzen anlagern, entscheidend für

die mechanischen und thermischen Eigenschaften eines Werkstoffs. Der Zusammenhang zwischen Korngröße d und Streckgrenze σ_y kann mit Hilfe der *Hall-Petch-Beziehung* nach Glg. 2.4 beschrieben werden.

$$\sigma_y = \sigma_i + k \frac{1}{\sqrt{d}} \quad (2.4)$$

Dabei beschreiben die Elemente σ_i die Bewegungsspannung für die Versetzungen in den Kristallen und k den Strukturfaktor der Korngrenzen.

2.1.6 Kriechfestigkeit

Werden metallische Werkstoffe mit einer konstanten mechanischen Spannung beaufschlagt, steigt die Dehnung bei einigen dieser Materialien mit zunehmender Zeit an. Die Zunahme der Dehnung mit fortschreitender Zeit wird als Kriechen bezeichnet. Die Kriechfestigkeit ist die maximale Spannung, die erforderlich ist, um ein vorgegebenes Kriechen innerhalb einer definierten Zeitspanne zu verursachen. Die Kriechfestigkeit wird über die Zeitstandsfestigkeit definiert, welche angibt, wie lange ein Werkstoff ein vorgegebenes Belastungsniveau ertragen kann, bevor eine festgelegte Dehnung überschritten wird. In Tab. 2.5 sind charakteristische Größen für Gusseisenwerkstoffe bei einer Belastungszeit von 1000[h] und einer Temperatur von 450[°C] angegeben [23].

1000 [h]Zeitstandsfestigkeit		
GJL	GJS	GJV
[MPa]	[MPa]	[MPa]
65 bis 128	70 bis 140	75 bis 150

Tabelle 2.5: Kennwerte Zeitstandsfestigkeit

2.1.7 Korrosions- bzw. Oxidationsbeständigkeit

Die Literatur trifft keine dezidierte Unterscheidung zwischen den Begriffen Oxidation und Korrosion [3] [21] [31]. Grundsätzlich handelt es sich bei beiden Prozessen um eine Schädigung eines metallischen Werkstoffs durch chemische Reaktionen mit seiner Umgebung. Ein mögliches Unterscheidungskriterium der beiden Phänomene kann durch die Einwirkung des Mediums getroffen werden. So spricht man oftmals von Oxidation bei der Einwirkung von gasförmigem Sauerstoff, wo hingegen die Korrosion die chemische Zerstörung durch den Angriff von flüssigen Medien umfasst.

2.1.8 Diskussion der Einflussfaktoren

Kommt es aufgrund einer Temperaturerhöhung in einem Körper zu einer Ausdehnung des Werkstoffs und wird dieser in seiner Ausdehnung z.B. infolge seiner Geometrie gehindert, werden mechanische Spannungen in ihn induziert. Grund für die Werkstoffausdehnung ist die Erhöhung der Schwingungsamplitude der Atome, die durch den Wärmeausdehnungskoeffizienten beschrieben wird.

Neben der Wärmeausdehnung spielt auch die Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs eine wesentliche Rolle hinsichtlich thermo-mechanischer Ermüdung. Da sich die Temperatur nicht schlagartig in einem Körper ändern kann, stellt sich bei einer Änderung der Temperatur ein Temperaturgradient in einem Körper ein. Aufgrund dieses Gradienten kann es zu Dehnungsbehinderungen innerhalb der Struktur kommen wodurch wiederum thermische Dehnungen, die in weiterer Folge zu thermischen Spannungen führen, induziert werden.

Grundsätzlich führt ein geringerer Elastizitätsmodul zu geringeren thermischen Spannungen. Jedoch kann die Aussage über die Temperaturempfindlichkeit eines Werkstoffs nicht alleine auf die Betrachtung des Elastizitätsmoduls beschränkt werden. Um eine stichhaltige Aussage zu treffen, muss in diese Betrachtung auch immer die Streckgrenze des Werkstoffs miteinbezogen werden.

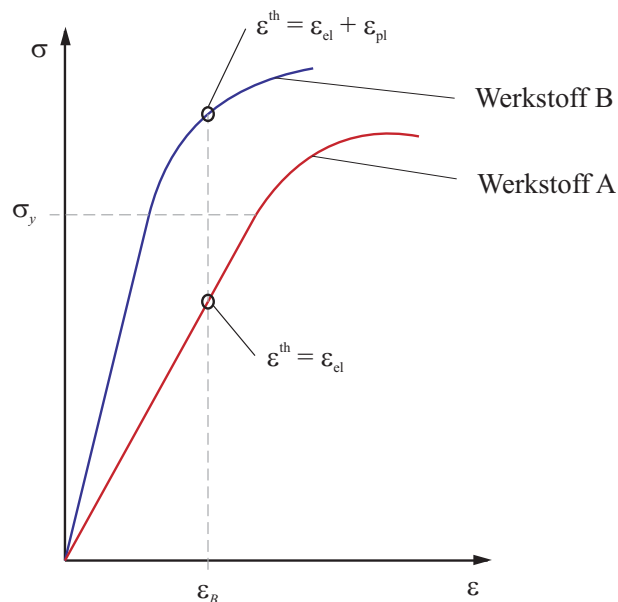


Abbildung 2.2: Vergleich zweier Werkstoffe mit unterschiedlichen Elastizitätsmoden

Wie in Abb. 2.2 ersichtlich, führen kleine Dehnungen bei dem steifen Werkstoff B bereits zu plastischen Dehnungsanteilen, wo hingegen dieselben Dehnungen bei dem Werkstoff A, welcher einen geringeren E-Modul bei derselben Streckgrenze aufweist, zu rein elastischen Verformungen führen.

Vergleicht man zwei Werkstoffe mit dem selben Elastizitätsmodul aber unterschiedlichen Streckgrenzen, erhält jener Werkstoff mit der größeren Fließgrenze die bessere Bewertung hinsichtlich der TMF-Beständigkeit. Grund dafür ist, dass bei jenem mit der geringeren Fließgrenze schon kleinere Dehnungen zu bleibenden Verformungen führen, die in weiterer Folge für die stärkeren Schädigungen verantwortlich sind.

Hinsichtlich der Korngröße des Werkstoffs besteht ein Konflikt zwischen mechanischer und thermischer Belastung. Die Ermüdungsfestigkeit im HCF- wie auch im LCF-Bereich steigt mit abnehmender Korngröße. Auf der anderen Seite sinkt die Kriechbeständigkeit des Werkstoffs mit abnehmender Korngröße. Daher wird die Korngröße je nach Gewichtung der einzelnen Belastungsarten gewählt. Beispielsweise werden die Gefüge von Turbinenschaufeln abhängig von deren Arbeitstemperaturen eingestellt.

Kriechprozesse werden bei höheren Temperaturen beschleunigt und stellen eine wesentliche schädigende Rolle unter TMF-Bedingungen dar. Dahingehend verbessert eine erhöhte Kriechfestigkeit die Belastbarkeit eines Werkstoffs unter thermo-mechanischer Beanspruchung.

Wie auch das Kriechen ist Korrosion bzw. Oxidation eine der wesentlichen Schädigungsmechanismen unter thermo-mechanischer Beanspruchung. Daher geht die Korrosions- bzw. Oxidationsbeständigkeit als wesentlicher Faktor in die Bewertung der Lebensdauer mit ein.

Einen weiteren Parameter der TMF-Beständigkeit eines Körpers bildet die Geometrie. Abhängig von dieser und damit vom vorhandenen Werkstoffvolumen, stellt sich bei einer Temperaturänderung ein entsprechender Temperaturgradient in einem Bauteil ein. Infolge dieses Temperaturgradienten kann es zu lokalen plastischen Verformungen und somit zur Schädigung des Bauteils kommen. Ein geringer Gradient, der sich einerseits durch eine gute Wärmeleitfähigkeit und andererseits durch kleine Wanddicken erzielen lässt, hat positive Auswirkungen auf die Lebensdauer unter TMF-Beanspruchung.

Zusammenfassend muss festgehalten werden, dass die Beschreibung der thermo-mechanische Beständigkeit eines Werkstoffs nicht durch eine einzelne physikalische Größe möglich ist. Vielmehr ist es ein Wechselspiel vieler unterschiedlicher Faktoren, welches schlussendlich über die Einsatzfähigkeit eines Werkstoffs unter TMF-Bedingungen entscheidet. Die Kenntnis des Zusammenhangs der unterschiedlichen Einflussgrößen stellt die wesentliche Herausforderung bei der Materialauswahl thermisch und mechanisch belasteter Komponenten dar.

2.2 Beanspruchungs- und Versuchszyklen

2.2.1 Annäherung von TMF-Daten

Ein thermischer Zyklus, bestehend aus Aufheiz-, Halte- und Abkühlphase, tritt für gewöhnlich mit einer sehr niedrigen Frequenz auf. Am Beispiel eines Flugzeugtriebwerks wird dies deutlich, bei dem ein Zyklus aus einer Start-, Flug- und Landephase besteht. Dabei erfahren die einzelnen Triebwerkskomponenten beim Start eine starke Temperaturzunahme, bei der Flugphase werden sie auf konstant hoher Temperatur gehalten und schlussendlich bei der Landephase nochmals höher thermisch belastet, bis sie schließlich wieder auf Umgebungstemperatur abkühlen. Die niederfrequente Belastung legt einen Vergleich von TMF-Eigenschaften mit jenen unter LCF (Low-Cycle Fatigue) Beanspruchung nahe [30]. Bei der Low-Cycle Fatigue treten große Dehnungsamplituden, die bereits zum Plastifizieren des Werkstoffs führen, auf, weshalb eine herkömmliche Beschreibung über ein linear elastisches Materialverhalten nicht mehr möglich ist. Aufgrund der Ähnlichkeit dieser Belastungsarten und der Tatsache, dass TMF-Versuche sehr aufwendig und teuer in der Durchführung sind, werden Bauteile, die unter thermo-mechanischer Belastung stehen, oft anhand von Werkstoffdaten, die an isothermen LCF-Versuchen ermittelt werden, bemessen. Zusätzlich werden für die Lebensdauerabschätzung dehnungsgestützte Konzepte (Dehnungswöhlerlinien), wie sie in LCF-Bereich üblicherweise angewendet werden, verwendet.

Die Verwendung von isothermen LCF-Daten zur Bemessung unter thermo-mechanischer Beanspruchung, kann zu einer nicht konservativen Lebensdauerabschätzung führen [30]. Grund dafür ist, dass bei einem TMF-Zyklus ein sehr großer Temperaturbereich durchfahren wird, in dem sich die Werkstoffeigenschaften und die Werkstoffreaktion anders verhalten können als jene beim isothermen LCF-Versuch.

2.2.2 TMF-Versuchsdurchführung

Die Schädigungsmechanismen unter thermo-mechanischer Beanspruchung hängen stark vom Zusammenspiel der thermischen und mechanischen Komponenten ab. Daher unterscheidet man grundsätzlich zwischen zwei wesentlichen Belastungsarten. Zum einen IP (in-phase), bei der sich Temperatur und aufgebrachte mechanische Spannung in Phase befinden, andererseits OP (out-of-phase), bei welcher Temperatur und Spannung um 180° zueinander phasenverschoben auftreten.

In Abb. 2.3 wird das Zusammenspiel von thermischer und mechanischer Dehnung genauer verdeutlicht. Die unterschiedlichen Zyklusformen IP und OP sollen die unterschiedlichen Belastungen in verschiedenen Bauteilbereichen widerspiegeln [3]. Aufgrund der unterschiedlichen Belastungsarten kann es zu verschiedenen Schädigungsmechanismen kommen.

Die Verwendung von LCF-Daten kann zu einer nicht konservativen Lebensdauerabschätzung führen. In der Praxis wird vermehrt dazu übergegangen, Werkstoffdaten an anisothermen TMF-Versuchen zu ermitteln. Obwohl diese beträchtlich teurer und aufwendiger in der Durchführung sind, stellen sie präzisere Daten zur Verfügung, da sie die Belastungen im Bauteil auf eine wesentlich bessere Art und Weise widerspiegeln. Bei TMF-Versuchen werden Proben mit speziellen Temperatur- und Belastungsverläufen beaufschlagt, die meist eine Verschärfung der am realen Bauteil auftretenden Belastung darstellt. Durch die Verwendung überhöhter Belastungen sollen Testzeit und somit die Kosten für einen Versuch verringert werden.

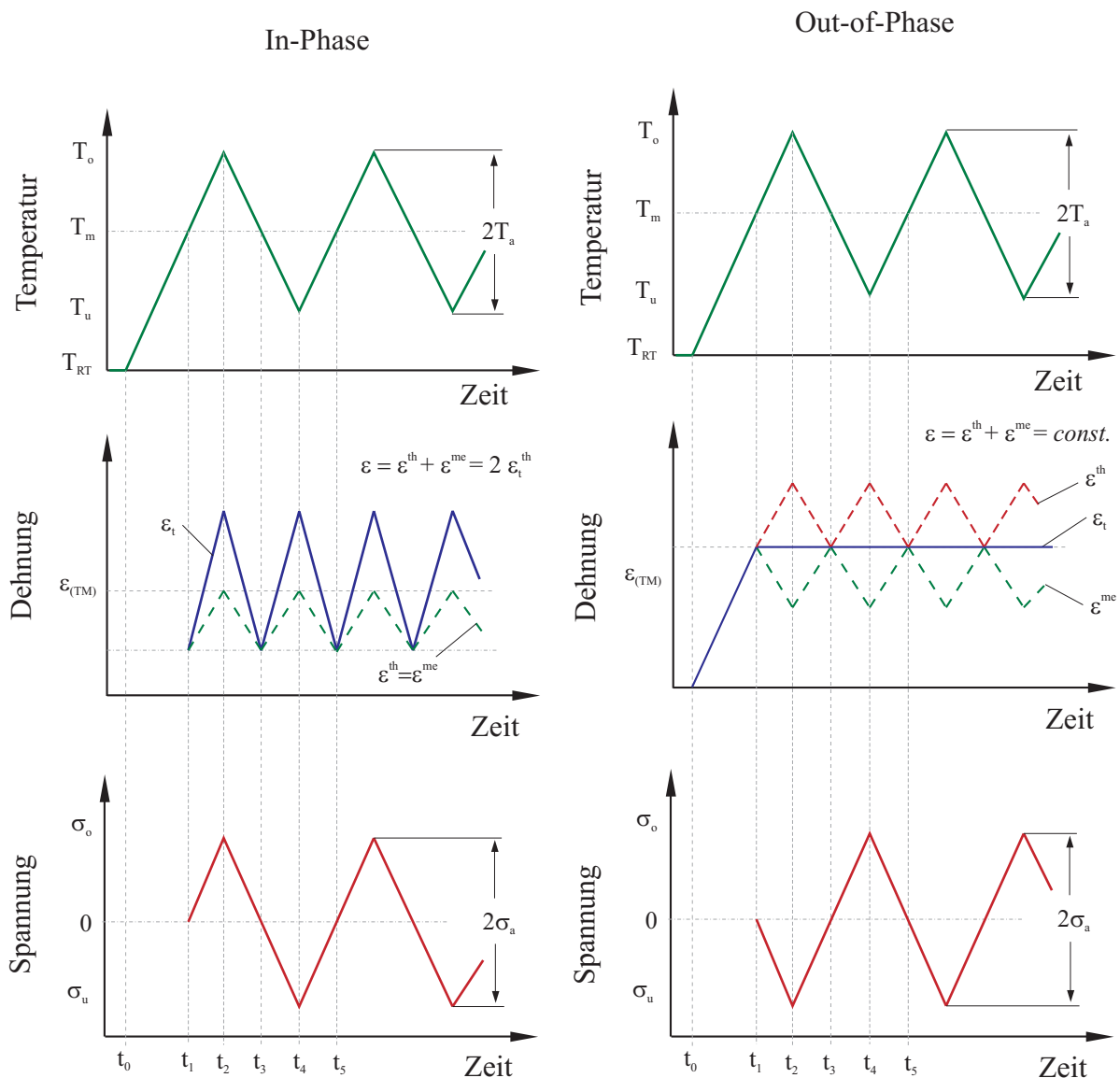


Abbildung 2.3: Belastungsverlauf bei IP-TMF (links) und OP-TMF (rechts) Beanspruchung

Die versuchstechnisch aufwendigste Prüfmethodik stellt dabei die Aufnahme der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen dar [30]. Diese Hysteresen werden an servohydraulischen oder elektromechanischen Prüfmaschinen, die in einem geschlossenen Regelkreis betrieben werden, ermittelt. Dabei erfahren Proben mit zylindrischem oder rohrförmigem Querschnitt die verschiedenen thermischen und mechanischen Belastungsverläufe, wobei die Spannungs-, Dehnungs- und

Temperaturwerte für jeden Zeitpunkt gemessen bzw. vorgegeben werden. Die thermische Belastung kann bei diesen Versuchen durch unterschiedlichste Verfahren aufgebracht werden, wobei die Proben bei den meisten Versuchen induktiv beheizt werden. Aber auch Methoden wie elektrischer Widerstand (Joule-Effekt), Heißluftgebläse oder Brenner finden Anwendung. Gekühlt wird zumeist durch Druckluft, aber auch hohlgebohrte Proben, die von innen mit Wasser oder Luft gekühlt werden, können eingesetzt werden.

2.3 Schädigungsmechanismen

Bei thermo-mechanischer Belastung lässt sich die Gesamtschädigung des Werkstoffs in drei verursachende Gruppen gliedern [19]:

- Ermüdungsschädigung infolge zyklischer mechanischer Belastung
- Kriechschädigung
- Korrosion bzw. Oxidation

Je nach Belastung (IP/OP) sowie Werkstoffgruppe haben die einen oder anderen Prozesse mehr oder weniger starke Gewichtung.

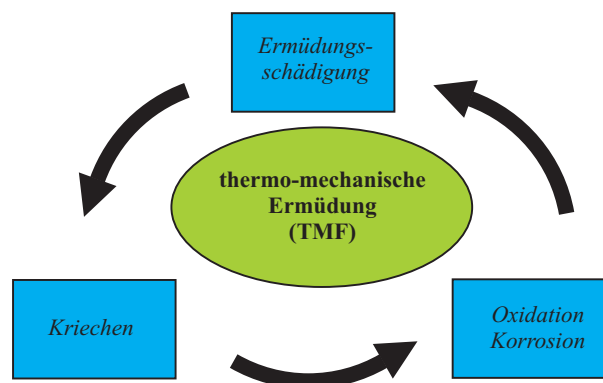


Abbildung 2.4: Schädigungsmechanismen unter thermo-mechanischer Belastung

2.3.1 Ermüdung

Die Ermüdungsschädigung infolge zyklischer Belastung ist vergleichbar mit jener bei herkömmlicher LCF-Beanspruchung unter Raumtemperatur. Die zyklische mechanische Ermüdung umfasst Risseinleitung, Rissfortschritt und Restbruch [27]. Auslöser dieser Prozesse ist das Bilden und Wandern von Versetzungen (eindimensionalen Gitterfehlern) entlang von Gleitbändern. An den Oberflächen dieser Gleitbänder entstehen die ersten Mikrorisse, die sich schließlich zu einem Makroriss vereinigen bis schlussendlich der Restbruch eintritt. Gleitbänder, an denen die ersten Mikrorisse induziert werden, entstehen bevorzugt an Stellen von örtlicher Spannungskonzentration. Diese sind z.B. Kerben, Werkstoffimperfectionen, Hohlräume oder Einschlüsse, an denen der Kraftfluss innerhalb des Körpers gestört ist und es daher zum Ausbilden eines Spannungsgefälles kommt.

In der Risseinleitungsphase entstehen Mikrorisse, deren Risslänge etwa jener der Korngröße entspricht. Die Mikrorisse wachsen mit anhaltender zyklischer Belastung und vereinigen sich zu Makrorissen. Diese Risse wachsen wiederum weiter, bis sich der Werkstoffquerschnitt soweit verringert, dass die Belastung schließlich nicht mehr ertragen werden kann und es zum Restbruch kommt.

2.3.2 Kriechen

Bei erhöhten Temperaturen und bestimmten Verformungsgeschwindigkeiten können die Versetzungsgeschwindigkeiten jener der diffundierenden Atome nahe kommen bzw. gleich werden [7]. Dabei blockieren sich die Versetzungen und die Fremdatome gegenseitig, was zu einer Ausbildung von unstetigen Spannungs-Dehnungs-Verläufen führt. Diese Eigenschaft wird als dynamische Reckalterung bezeichnet und tritt vor allem bei krz-Stählen und Nichteisenlegierungen auf. Als erhöhte Temperatur soll hier $3/10$ oder $5/10$ der homologen Temperatur festgelegt werden, wobei die homologe Temperatur die auf den absoluten Schmelzpunkt des Werkstoffs bezogene Temperatur ist [7].

Ebenfalls bei erhöhten Temperaturen kann es zu dynamischen Dehnungsalterungsprozessen kommen. Als dynamische Dehnungsalterung wird die Interaktion von punktförmigen Fehlstellen mit Versetzungen definiert, wobei sich die Eigenschaften während der Verformung ändern [21]. Die dynamische Dehnungsalterung führt wie die dynamische Reckalterung zu „zackigen“ Spannungs-Dehnungs-Verläufen und abhängig von der Versuchsführung zu einer Erhöhung oder Verringerung der Lebensdauer.

Bei kleinen Spannungen tritt dynamische Rekristallisation auf. Infolge der Spannung kommt es zu Korngrenzgleiten was zu Spannungskonzentrationen an Trippellinien, an Teilchen, die an Korngrenzen liegen und an Unebenheiten der Korngrenzen. Durch die hohen Temperaturen ist die Beweglichkeit von atomaren Fehlstellen erhöht. Das Zusammenwirken der hohen Temperatur und der Spannung ermöglicht das Entstehen von Porenkeimen. Bei sehr hohen Temperaturen

und Spannungen erfolgt die Diffusion der Atome so schnell, dass sich dynamische Rekristallisation einstellen kann.

Die dynamische Rekristallisation ist die Neubildung von verformten Kristallen unter gleichzeitiger thermischer und mechanischer Last [21]. Bei der Rekristallisation werden die ursprünglichen mechanischen Eigenschaften des Gefüges eingestellt sowie die freie Energie bzw. freie Enthalpie auf den Ausgangszustand zurückgesetzt.

Die Vorgänge der primären Rekristallisation unterteilt sich in:

- Keim- oder Kernbildung
- Keim- oder Kornwachstum
- Korn- oder Kristallvergrößerung

Für die Keimbildung sind Subkorn- oder Kleinwinkelkorngrenzen, die durch Polygonisation entstanden sind und Bereiche hoher Energiekonzentrationen darstellen, verantwortlich. Die von diesen Subkorngrenzen berandeten Subkörner vereinigen sich dadurch, dass sich benachbarte Subkorngrenzen durch thermisch aktiviertes Klettern von Versetzungen auflösen. Dieser Vorgang setzt sich fort bzw. wiederholt sich bis der kritische Keimradius erreicht ist und sich stabile Grenzflächen ausbilden. Ab diesem Stadium erfolgt die Kristallneubildung und das Kristallwachstum.

2.3.3 Korrosion und Oxidation

Korrosion und Oxidation laufen bei erhöhten Temperaturen beschleunigt ab und führen zur Bildung von Randschichten, welche meist eine Versprödung der Werkstoffoberfläche bewirken [13]. Wegen der im Vergleich zur Matrix höheren Diffusionskonstanten sind Korngrenzen bevorzugte Bereiche für Korrosionsbildung, an der sich ein Riss bilden kann, welcher sich wiederum ins Werkstoffinnere ausbreitet und zum Werkstoffversagen führen kann.

Spröde Oxidschichten bilden sich bevorzugt bei hohen Temperaturen. Steht ein Bauteil unter OP-Belastung (out-of-phase), werden bei der auf die hohe Temperatur folgende Abkühlung Zugspannungen induziert. Infolge dieser Zugspannung kann die Oxidschicht aufbrechen und Risse entstehen, die infolge weiterer Belastungszyklen ungehindert wachsen und zum Versagen führen können.

Andererseits kann sich die Oxidation auch positiv auf die Lebensdauer eines Bauteils auswirken. Infolge der erhöhten Temperaturen kann Sauerstoff in den Werkstoff diffundieren, der mit Verunreinigungen reagieren kann. Dadurch werden Ausscheidungen gebildet, die die Kriechbeständigkeit des Werkstoffs verbessern können.

2.4 Lebensdauerabschätzung

Besonders essenziell für die Konstruktion und Auslegung von Bauteilen ist die Abschätzung der Lebensdauer. Ausgehend von den in der Struktur auftretenden Belastungen kann mit Hilfe unterschiedlicher Modellansätze die Lastzyklenzahl bis zum Versagen einer Komponente abgeschätzt werden. Im Folgenden sollen die dazu notwendigen Eingangsgrößen bzw. die gängigsten Modelle zur Lebensdauerabschätzung beleuchtet werden.

2.4.1 Zyklisches Werkstoffverhalten

Die für die Beschreibung des Werkstoffverhaltens relevanten Daten unter thermo-mechanischer Belastung werden Spannungs-Dehnungs-Hysteresen entnommen [22]. Dabei ist die Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon$ über die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ unter zyklischer Belastung aufgetragen. Diese Hysteresen bilden die Basis für zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven, denen das Werkstoffverhalten im stabilisierten Zustand entnommen werden kann. Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve bildet dabei lediglich die Verbindungslinie der Extremwerte der Hystereseschleifen.

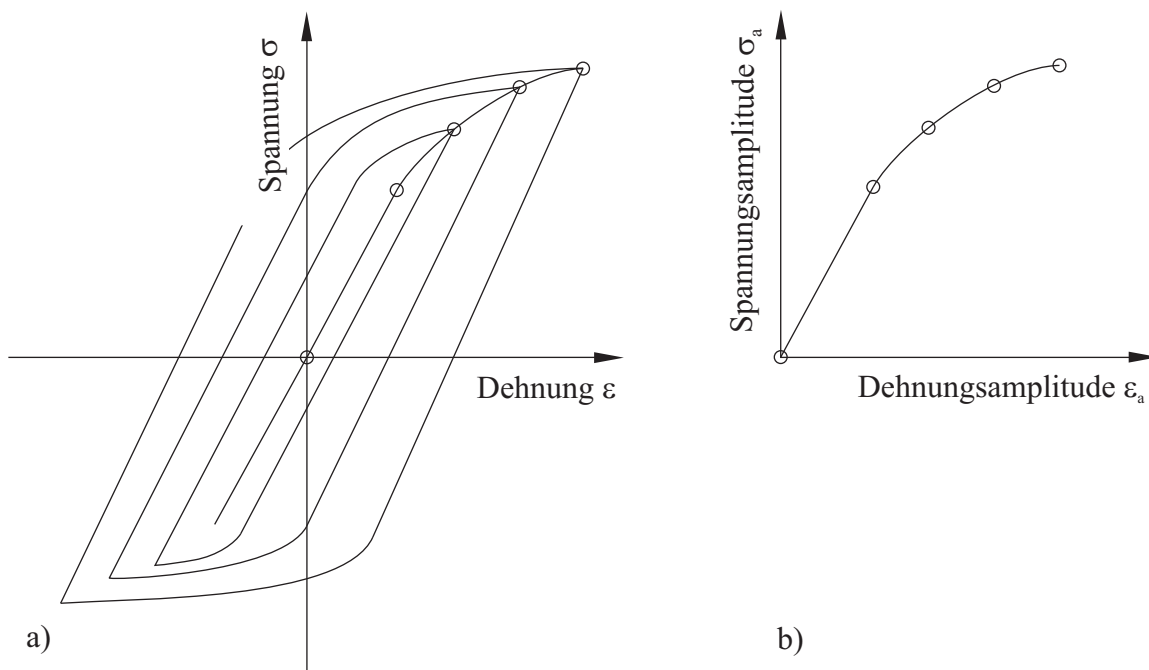


Abbildung 2.5: Hystereseschleifen (a), zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve (b) [11]

Abhängig von der Vorgehensweise gibt es verschiedenen Ansätze zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens. Die empirischen Modelle stellen dabei die größte und auch weitest verbreitetste Gruppe dar, daneben existieren aber noch kontinuumsmechanische bzw. phänomenologische, werkstoffphysikalische und vielkomponenten Modelle [4].

An dieser Stelle soll lediglich auf das empirische Modell nach *Ramberg-Osgood* eingegangen werden, da dieses neben den von Softwarepaketen wie *Abaqus*[©] bereitgestellten Methoden, das meist verbreitetste darstellt. Die von *Abaqus*[©] verwendeten Modellansätze sollen in einem separaten Kapitel detaillierter behandelt werden.

2.4.1.1 Ramberg-Osgood

Die Beschreibung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve nach *Ramberg-Osgood* erfolgt über die Parameter Elastizitätsmodul E , Verfestigungskoeffizient K' und Verfestigungsexponent n' wie in Glg.2.5 dargestellt [28].

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{(1/n')} \quad (2.5)$$

Im Vergleich zu den Kennwerten, die im statischen Zugversuch bei einmaliger Belastung ermittelt werden, kann es bei zyklischer Belastung zu Ver- bzw. Entfestigungen des Materials kommen. Diese Erscheinungen sind stark werkstoffabhängig und führen zu einem Verschieben des Spannungs-Dehnungs-Pfads. Dieses Phänomen wird durch den Verfestigungskoeffizienten K' und den -exponent n' beschrieben. Sie lassen sich aus den Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ermitteln und beschreiben in weiterer Folge die zyklische Spannungs-Dehnungs Kurve.

Weiters kann eine Erweiterung des Zusammenhangs zwischen Spannung und Dehnung vorgenommen werden, die die Belastungsfrequenz miteinbezieht [5]. Diese Modifikation wird besonders bei Belastungen unter hohen Temperaturen berücksichtigt und hat die Form:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{(1/n')} \cdot f^{k_1} \quad (2.6)$$

Dabei wird der Einfluss der Frequenz durch den werkstoffabhängigen Exponenten k_1 beschrieben.

2.4.2 Lebensdauermodelle

Lebensdauermodelle schaffen einen Zusammenhang zwischen den im Bauteil auftretenden Belastungen und den daraus resultierenden Schädigungen. Basierend auf den Einflussgrößen der Belastung und den Ansätzen zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens versuchen Lebensdauermodelle, eine Abschätzung der Zeitspanne bzw. der Lastzyklenanzahl bis zum Versagen eines Bauteils vorzunehmen.

Die meisten Modelle zur Beschreibung der Lebensdauer basieren auf Parametern wie Temperatur, Dehnung und Spannung. Diese Größen werden an Probenkörpern oder direkt an Bauteilen gemessen und fließen in weiterer Folge in die Simulation der Bauteile ein. Ähnlich wie bei den Modellen zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens lässt sich eine Unterteilung nach den unterschiedlichen Ansätzen treffen [30]. Die größte und meist verbreitetste Gruppe stellen dabei wiederum die empirischen Ansätze dar, daneben existieren jedoch noch schädigungsmechanische, werkstoffphysikalische und bruchmechanische Modelle.

Im Folgenden sollen die wichtigsten empirischen Modelle näher beleuchtet werden, da diese die Gruppe der größten Verbreitung darstellen. Ihr Vorteil ist auf ihre Einfachheit zurückzuführen. Der Nachteil lässt sich darin erkennen, dass sie die einzelnen Erscheinungen wie sie in TMF-beanspruchten Bauteilen auftreten nicht differenziert voneinander betrachtet werden.

Die wichtigsten empirischen Lebensdauermodelle beziehen sich auf Wöhlerlinien und Schädigungsparameter, die sich aus Versuchsergebnissen ableiten lassen. Diese Modelle versuchen einen direkten Zusammenhang zwischen den Wöhlerlinien bzw. den Schädigungsparametern und der Schwingspielzahl bis zum Bruch des Bauteils bzw. der Probe herzustellen.

2.4.2.1 Dehnungswöhlerlinie nach *Manson-Coffin-Basquin*

In Dehnungswöhlerlinien ist das elastisch-plastische Materialverhalten über die Schwingspielzahl im doppelt logarithmischen Netz aufgetragen [6]. Diese werden beispielsweise als Totaldehnungswöhlerlinien nach *Manson-Coffin-Basquin* als Summe von zwei Geraden darstellt. Dabei stellt der Ansatz nach *Manson-Coffin* den plastischen Anteil in der Form

$$\Delta \varepsilon_{pl} = \varepsilon_f' \cdot N_B^c \quad (2.7)$$

dar. $\Delta \varepsilon_{pl}$ ist dabei die plastische Dehnungsschwingbreite, die aus den Spannungs-Dehnungs-Hysteresen entnommen wird. ε_f' und c repräsentieren den Duktilitätskoeffizienten bzw. -exponenten, welche Werkstoffparameter sind.

Der elastische Anteil lässt sich durch die von *Basquin* beschriebene Beziehung

$$\epsilon_{a,e} = \left(\frac{\sigma'_f}{E} \right) \cdot N_B^b \quad (2.8)$$

darstellen. σ'_f und b werden hier als Schwingfestigkeitskoeffizient bzw. -exponent beschrieben, wobei σ'_f/E als eigener Parameter angesehen wird.

Diese beiden Anteile zusammengesetzt beschreiben die 4-parametrische Totaldehnungswöhlerlinie nach *Manson-Coffin-Basquin* wie sie in Glg. 2.6 dargestellt ist.

$$\epsilon_{a,t} = \epsilon_{a,e} + \epsilon_{a,p} = \left(\frac{\sigma'_f}{E} \right) \cdot N_B^b + \epsilon'_f \cdot N_B^c \quad (2.9)$$

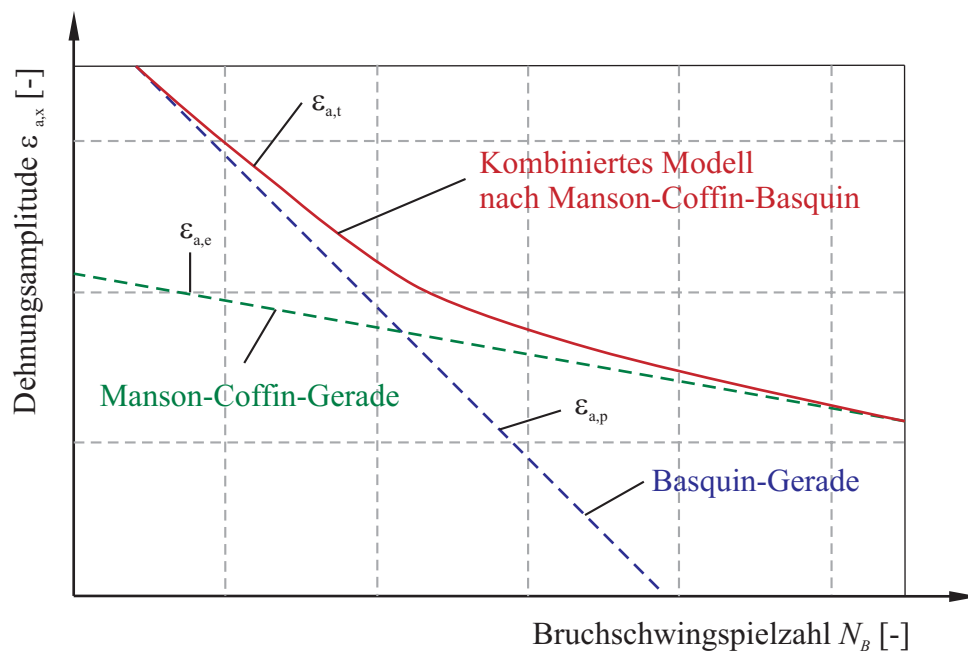


Abbildung 2.6: Dehnungswöhlerlinie nach *Manson-Coffin-Basquin*

2.4.2.2 Schädigungsparameter nach *Smith-Watson-Topper*

Der Schädigungsparameter nach *Smith-Watson-Topper* bezieht neben der Dehnungsamplitude auch die Oberspannung als schädigende Komponente mit ein [33]. Somit berücksichtigt dieser Parameter das Vorhandensein einer Mittelspannung.

$$P_{SWT1} = \sigma_o \cdot \varepsilon_{a,t} \quad (2.10)$$

Zusätzlich kann der Ansatz um den E-Modul erweitert werden, wobei er dann die Form nach Glg. 2.11 einnimmt.

$$P_{SWT2} = \sqrt{\sigma_o \cdot \varepsilon_{a,t} \cdot E} \quad (2.11)$$

Die Lebensdauerabhängigkeit kann, in Anlehnung an den Ansatz von *Manson-Coffin*, mittels eines Potenzansatzes beschrieben werden:

$$P_{SWT} = a \cdot (N_B)^{c^*} \quad (2.12)$$

Dabei stellen N_B die Anzahl der Lastwechsel bis zum Bruch und die Parameter a bzw. c^* werkstoffabhängige Parameter dar.

Glg. 2.13 stellt eine Abwandlung der Anwendung des Schädigungsparameters nach *Smith-Watson-Topper* dar:

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_{f'}^2 \cdot (N_B)^{2b} + \sigma_{f'} \cdot \varepsilon_{f'} \cdot E \cdot (N_B)^{b+c}} \quad (2.13)$$

Diese Form der Beschreibung kommt zur Anwendung, wenn es bei der Verwendung des Potenzansatzes aufgrund eines Abflachens der Schädigungsparameterwöhlerlinie für kleinere Beanspruchungen zu unzureichend zufriedenstellenden Ergebnissen bei der Beschreibung der Lebensdauer kommt.

2.4.2.3 Schädigungsparameter nach *Ostergren*

Der Ansatz von *Ostergren* basiert auf der im Zugbereich dissipierten Energie eines Zyklus [26]. Dadurch lässt sich ein direkter Zusammenhang zwischen der Fläche der Hysterese im Zugbereich und der Lebensdauer herstellen. Eine Abschätzung der Energie kann nach *Ostergren* mit der Beziehung nach Glg. 2.14 erstellt werden.

$$P_{OST1} = \sigma_o \cdot \Delta \epsilon_{pl} \quad (2.14)$$

Dabei repräsentiert σ_o die Oberspannung und $\Delta \epsilon_{pl}$ die plastische Dehnungsschwingbreite.

Wie auch der Schädigungsparameter nach *Smith-Watson-Topper* lässt sich der Ansatz von *Ostergren* um den E-Modul nach Glg. 2.15 erweitern:

$$P_{OST2} = \sqrt{\sigma_o \cdot \Delta \epsilon_{pl} \cdot E} \quad (2.15)$$

Die Analogie zwischen den beiden Schädigungsparametern besteht auch in der Beschreibung der Lebensdauer. Die Formulierung nach *Ostergren* nimmt über den Potenzansatz folgende Form an:

$$P_{OST} = a \cdot N_B^c \quad (2.16)$$

Die Parameter a und c stellen wiederum werkstoffspezifische Parameter und N_B die Lastwechselanzahl bis zum Bruch dar.

Die Verwendung der Schädigungsparameter von *Smith-Watson-Topper* sowie von *Ostergren* basierend auf isotherme LCF-Daten führen bei thermo-mechanisch belasteten Bauteilen aus Aluminium- und Nickellegierungen zu nicht konservativen Lebensdauerabschätzung [16] [12].

2.4.2.4 Ansatz nach *Neu-Sehitoglu*

Ein weiteres Modell zur Beschreibung des Lebensdauerverhaltens, das im Gegensatz zu *Smith-Watson-Topper* und *Ostergren* nicht auf Schädigungsparameter setzt, stellt der Ansatz von *Neu-Sehitoglu* dar. Dieser Ansatz basiert auf der Akkumulation von Teilschädigungen, wie sie durch die unterschiedlichen Schädigungsmechanismen, Ermüdung, Kriechen und Oxidation verursacht werden [25] [24]. Durch diese Betrachtungsweise lässt sich die Gesamtschädigung aus der Summe der Teilschädigungen bilden

$$D^{total} = D^{fat} + D^{ox} + D^{creep} \quad (2.17)$$

bzw. wird sie über die Bruchschwingspiele dargestellt:

$$\frac{1}{N_B^{total}} = \frac{1}{N_B^{fat}} + \frac{1}{N_B^{ox}} + \frac{1}{N_B^{creep}} \quad (2.18)$$

Die einzelnen Schädigungen werden über eigenständige Ansätze beschrieben. So beruht die Teilschädigung der Ermüdung auf dem *Manson-Coffin-Basquin-Ansatz*, wobei davon ausgegangen wird, dass die Reduktion der Lebensdauer bei erhöhter Temperatur von den Einflüssen der Kriech- bzw. Oxidationsschädigung getragen wird. Die Ansätze, die die Kriech- und Oxidationsschädigung beschreiben sind sehr komplex und beinhalten eine große Anzahl verschiedener Parameter [25] [24].

Neu versucht den allgemeinen Ansatz von *Sehitoglu* auf einen aktiven Schädigungsparameter zu reduzieren [25]. Dieser Schädigungsmechanismus hängt von den Belastungsparametern Spannung, Dehnung, Temperatur und Zeit ab und wird in Schadenskarten erfasst. Durch den Ansatz von *Neu* reduziert sich die Komplexität, jedoch ist die Bestimmung des aktiven Schädigungsmechanismus mit umfangreichen Versuchen und deren Interpretation verbunden.

2.5 Lebensdauerabschätzung unter thermo-mechanischer Belastung

In Abb. 2.7 sind die wesentlichen Methoden bzw. deren Ablauf zur Abschätzung der Lebensdauer eines Bauteils unter thermo-mechanischer Belastung veranschaulicht. Die wesentlichen Ausgangspunkte dabei sind:

- Betriebsbelastung
- Bauteil
- Werkstoff

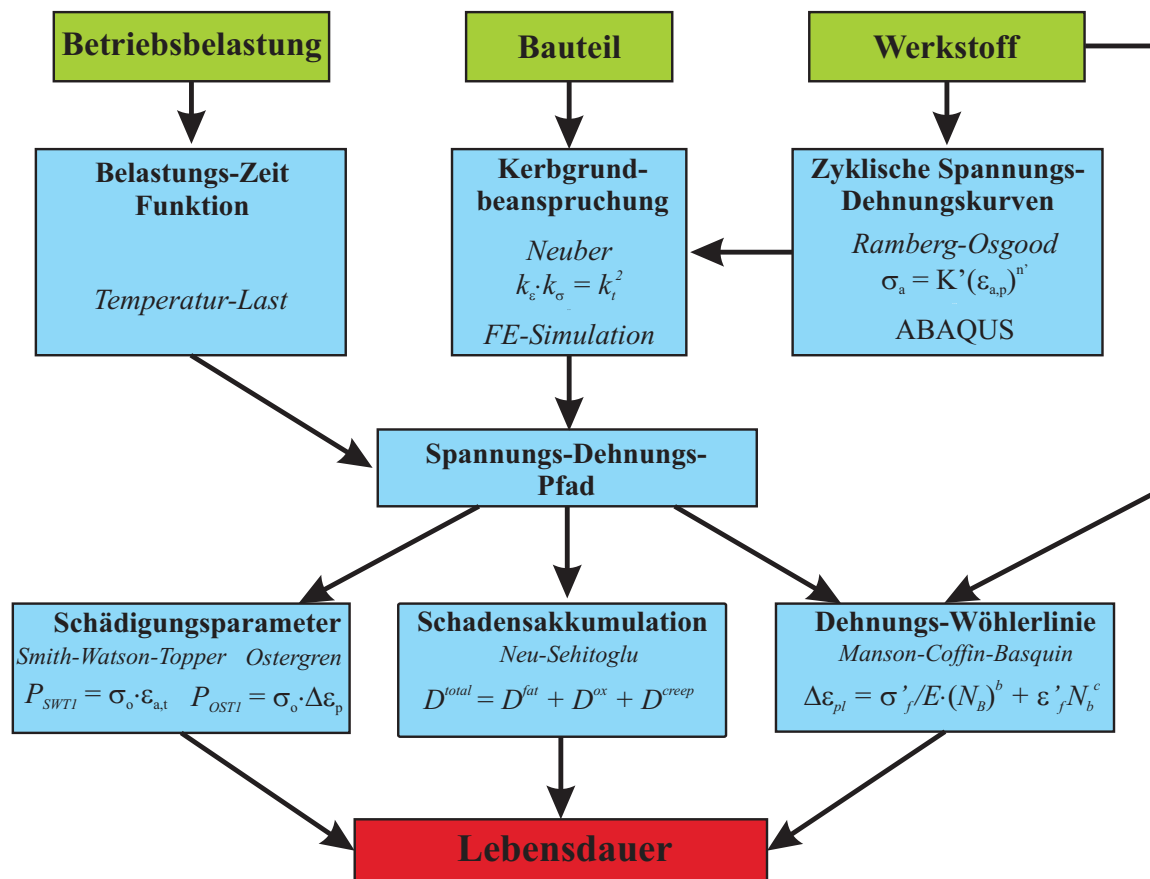


Abbildung 2.7: Ablaufschema der Lebensdauerabschätzung unter TMF-Beanspruchung

Ein wesentlicher Punkt stellt die Ermittlung der Belastungen dar, die beispielsweise an Real- oder Versuchsbauteilen mit Hilfe von Dehnmessstreifen und Thermoelementen bzw. über Simulationstools wie Mehrkörpersimulation ermittelt werden können. Nach einer geeigneten Datenaufbereitung bzw. Klassierung stehen die aus Prüfzyklen bzw. in Realbetrieb erfassten Belastungen zur Bauteilauslegung zur Verfügung.

Der Belastungsverlauf muss in weiterer Folge im Bauteil ermittelt werden, der unter anderem sehr komplex verlaufen kann bzw. von verschiedenen Parametern wie Geometrie oder Herstellprozess abhängig ist. Die Ermittlung der Belastungen im Bauteil erfolgt heute üblicherweise mittels Finite Elemente Solver, mit denen auch komplexe Geometrien diskretisiert und somit akkurate Ergebnisse berechnet werden können. Eine weitere Möglichkeit stellt die Methode nach *Neuber* dar, bei der mit Hilfe geeigneter Konstruktion der Spannungs- und Dehnungsformzahl auch auf komplizierte Belastungen im Kerbgrund eines Bauteils zurückgeschlossen werden kann. Durch diese Methoden lässt sich der Last-Zeit- bzw. der Spannungs-Dehnungs-Verlauf im Bauteil ermitteln.

Für den dritten wesentlichen Part, den Werkstoff, ist es wichtig, die im Betrieb auftretenden Belastungsverläufe in einer geeigneten Art und Weise nachzubilden, d.h. wie sich der Werkstoff unter zyklischer Belastung verhält bzw. verändert (Ver- und Entfestigung). Die wichtigsten Methoden dafür sind der Ansatz nach *Ramberg-Osgood* bzw. die Modellansätze wie sie in FE-Solver, beispielsweise *Abaqus*[©], enthalten sind. Mit Hilfe dieser Methoden kann das Materialverhalten unter zyklischer Belastung nachgebildet werden.

Eine Möglichkeit die Lebensdauer abzuschätzen stellen Konzepte basierend auf Wöhlerlinien, wie beispielsweise jenes nach *Manson-Coffin-Basquin* dar. Hier wird basierend auf den Betriebsbelastungen und der Bauteilgeometrie eine auftretende Dehnungsamplitude errechnet. Diese Dehnungsamplitude wird in eine Dehnungswöhlerlinienkurve übernommen, woraus die Lastschwingspiele bis zum Bruch entnommen werden können.

Eine weitere Möglichkeit stellt die Verwendung von Schädigungsparametern wie jene nach *Smith-Watson-Topper* bzw. *Ostergren* dar. Ausgehend von diesen Schädigungsparametern lassen sich sogenannte Schädigungswöhlerlinien ableiten, die wiederum den Zusammenhang zwischen der auftretenden Bauteilbelastung und der Zyklenzahl bis zum Bruch herstellen.

Die Methode nach *Neu-Sehitoglu* beruht auf der Akkumulation von Teilschädigungen ähnlich dem Ansatz zur Schadensakkumulation nach Miner in der herkömmlichen Betriebsfestigkeit. Hier wird eine grundlegende Unterscheidung zwischen den einzelnen Schädigungsmechanismen und deren Einflüsse auf die Gesamtschädigung getroffen. Der wesentliche Nachteil dieser Schadensakkumulation ist der sehr große Prüfumfang, der mit der Erfassung der verschiedenen Parameter zur Beschreibung der Einzeleinflüsse verbunden ist.

3 Werkstoffmodelle

Als Werkstoff- oder Stoffgesetz bezeichnet man die gesetzmäßige Formulierung des Werkstoffverhaltens unter Aufbringung einer äußeren Belastung. Ein Stoffgesetz versucht somit die komplexen atomaren bzw. molekularen Vorgänge in den vorliegenden Stoffen durch vereinfachte Annahmen zu beschreiben. Daraus lässt sich bereits erkennen, dass die meisten Gesetze zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens auf phänomenologischen Ansätzen basieren, die sich teilweise grundlegend unterscheiden und ihr spezielles Anwendungsgebiet aufweisen [9].

3.1 Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung

Das Werkstoffverhalten ist abhängig von der Belastungssituation, was sich durch eine wesentlich unterschiedliche Reaktion des Werkstoff unter statischer bzw. zyklischer Beanspruchung widerspiegelt. Die grundlegenden Phänomene, die bei zyklischer Belastung auftreten können, werden in weiterer Folge kurz beschrieben.

3.1.1 Bauschingereffekt

Der Bauschingereffekt ist die richtungsbestimmte Änderung der Elastizitätsgrenze eines Metalls oder einer Legierung nach einer primären plastischen Verformung [21]. Verformt man ein Metall zuerst in eine Richtung plastisch und anschließend in die entgegengesetzte Richtung, so ist die Elastizitätsgrenze in die entgegengesetzte Richtung niedriger. Grund dafür sind Summation und gegenseitige Blockierungen von Versetzungen im Werkstoff. Dieses Phänomen nimmt mit zunehmender Zyklenzahl ab. Die lineare kinematische Verfestigungskomponente berücksichtigt diesen Effekt, jedoch führt eine nichtlineare Annahme zu einer verbesserten Annäherung an die tatsächliche Form des Werkstoffverlaufs.

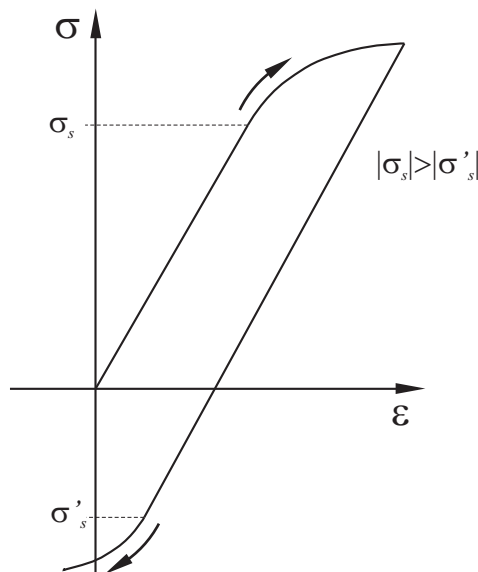


Abbildung 3.1: Veränderung der Streckgrenze infolge primärer plastischer Verformung

3.1.2 Zyklische Verfestigung mit plastischer Stabilisierung

Dieses Phänomen zeigt sich in zyklischen dehnungskontrollierten Versuchen. Weiche oder ge-
 glühte Metalle tendieren zum Verfestigen bis zu einem stabilen Limit, wohingegen gehärtete
 Metalle eine Tendenz zum Entfestigen aufweisen. Die Verfestigung kann durch mehrere Er-
 scheinungen bedingt sein [21]. So kommt es beispielsweise durch Wandern der Versetzungen
 zu einem Aufstauen dieser, wodurch höhere Schubspannungen notwendig sind, damit diese
 Versetzungen weiter wandern können. Zudem kann es zur Bildung unbeweglicher Versetzun-
 gen (z.B. *Lomer-Cottrell-Versetzungen*) kommen, die an unbeweglichen Versetzungen aufge-
 halten und aufgestaut werden. Letztlich können Versetzungen noch an Großwinkelkorngrenzen
 aufgehalten werden. Um diese Versetzungen in benachbarte Kristalle weiterzuleiten (Korngren-
 zendurchbruch), sind wiederum größere Schubspannungen erforderlich. Andererseits kann eine
 zyklische Beanspruchung das Gleiten von Versetzungen auch positiv beeinflussen, was zu ei-
 nem Entfestigen des Werkstoff führt.

Wird nur die kinematische Verfestigungskomponente verwendet, stabilisiert sich das Material
 nach einem Zyklus. In Kombination mit der isotropen Komponente und der nichtlinear kinema-
 tischen Komponente lässt sich eine Stabilisierung nach mehreren Zyklen darstellen.

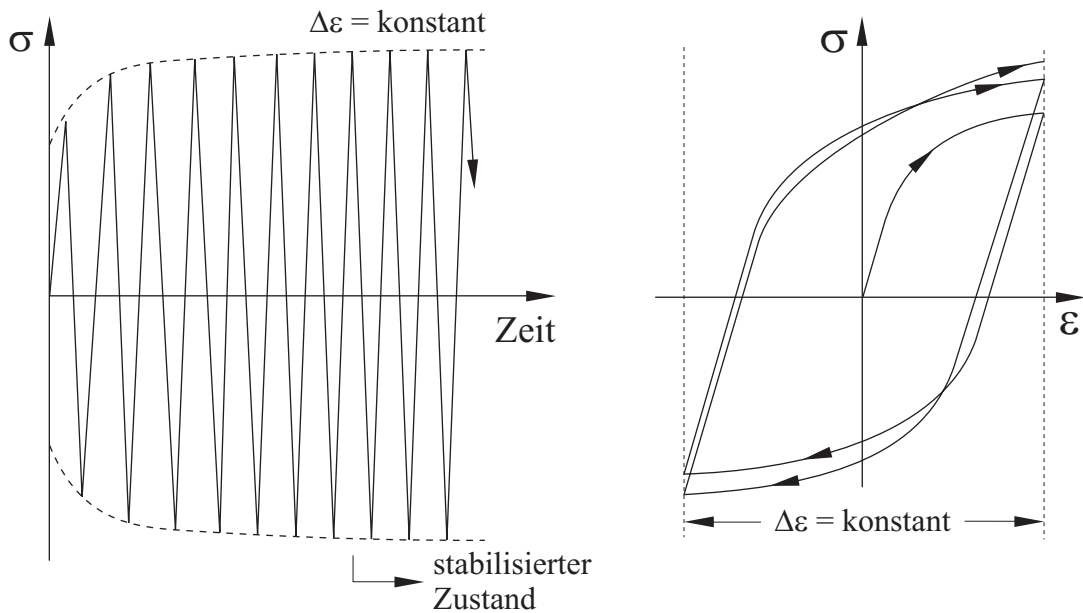


Abbildung 3.2: Verfestigung infolge zyklischer Belastung [1]

3.1.3 Kriechen

Unsymmetrische Spannungszyklen zwischen bestimmten Limits führen zum Kriechen des Werkstoffs in Richtung der Mittelspannung. Typischerweise stabilisiert sich der Kriechprozess bei geringen Mittelspannungen, wo hingegen hohe Mittelspannungen mit einem konstanten Kriechprozess verbunden sind. Die Abbildung des Kriechprozesses wird durch die Verwendung der isotropen Verfestigungskomponente verbessert, wobei die Kriechspannung auf einen konstanten Wert abnimmt.

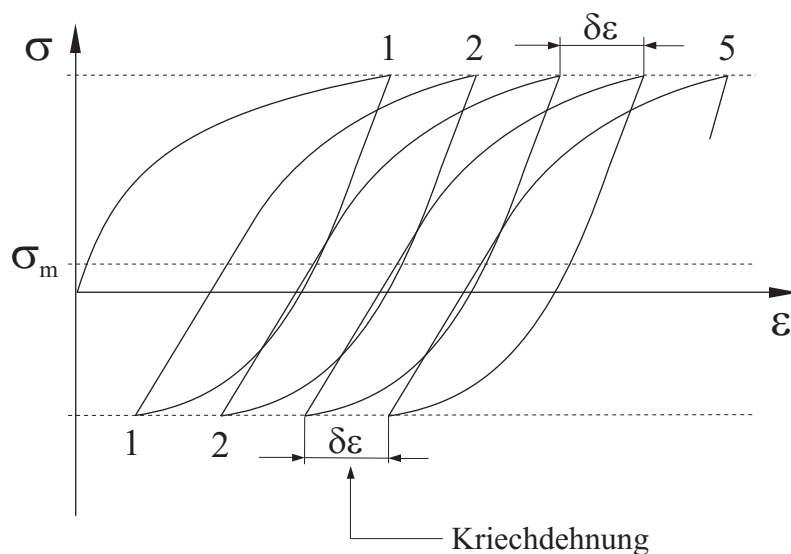


Abbildung 3.3: Zeitliches Kriechen [1]

3.1.4 Relaxation der Mittelspannung

Bei diesem Phänomen wird der Werkstoff mit konstanter Dehnrage beansprucht. Mit zunehmender Zyklenzahl nimmt die Mittelspannung ab. Die nichtlineare kinematische Verfestigungskomponente des nichtlinear isotrop-kinematischen Verfestigungsmodells berücksichtigt dieses Verhalten.

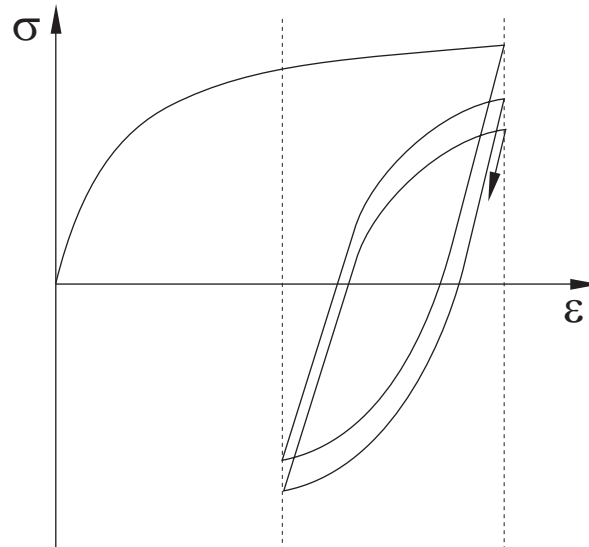


Abbildung 3.4: Relaxation der Mittelspannung [1]

3.2 Unterteilung der Werkstoffmodelle

Wesentlich für die akkurate Abbildung des Verhaltens eines Werkstoffs ist die detaillierte Erfassung des Zusammenspiels zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten. Grundsätzlich kann zwischen zwei wesentlichen Merkmalen unterschieden werden, hinsichtlich dieser sich Materialgesetze, die plastisches Verhalten abbilden, unterteilen lassen [9]:

- durch die Berücksichtigung elastischer Verformungsanteile
- bzw. durch die Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit des Stoffverhaltens.

Durch diese Unterscheidung lassen sich vier Kategorien von Stoffgesetzen aufstellen:

- starr-plastische
- starr-viskoplastische
- elastisch-plastische
- elastisch-viskoplastische

Bei starr-plastischen Materialgesetzen werden die im Vergleich zu den plastischen Verformungen relativ geringen elastischen Verformungsanteile vernachlässigt. Daraus ergeben sich lediglich zwei wesentliche Grenzzustände, starr bzw. plastisch.

Im Gegensatz dazu weist ein Körper mit starr-viskoplastischem Verhalten lediglich die Grenzzustände starr und viskoplastisch auf. Der viskoplastische Anteil berücksichtigt hierbei, wie auch beim elastisch-viskoplastischen Materialgesetz, ein zeitabhängiges Materialverhalten.

Die vierte Gruppe in dieser Einteilung stellen die elastisch-plastischen Materialgesetze dar. Obwohl diese Modelle beispielsweise bei Finite Elementen Rechnungen mit einem wesentlich höheren Rechenaufwand verbunden sind, finden sie aufgrund ihrer akkuraten Abbildung des Stoffverhaltens in der Praxis eine große Verbreitung. Die Formulierung eines elastisch-plastischen Materialverhaltens lässt sich dabei in drei wesentliche Punkte gliedern:

- eine durch ein Fließkriterium beschriebene Fließfläche, die den rein elastischen von den elastisch-plastischen Zuständen abgrenzt
- eine Fließregel, die das Verhalten im Falle plastischen Fließens beschreibt
- ein elastisches Teilstoffgesetz, dass das elastische Verhalten abbildet

Diese grundlegenden Festlegungen müssen für die Beschreibung metallischer Werkstoffe und ihrer besonderen Eigenschaften erweitert werden. Bei einer Belastung eines metallischen Werkstoffs über die Fließgrenze tritt eine Ver- bzw. Entfestigung des Materials ein. Daraus resultiert eine Veränderung der Fließfläche, wobei zwischen drei grundlegenden Arten unterschieden wird:

- isotrope
- kinematische
- anisotrope Ver- bzw. Entfestigung

Diese Materialverhalten, dargestellt in Abb. 3.5, werden vom Verfestigungsgesetzen berücksichtigt und mathematisch beschrieben, wozu es unterschiedliche Ansätze der verschiedenen Modelle gibt.

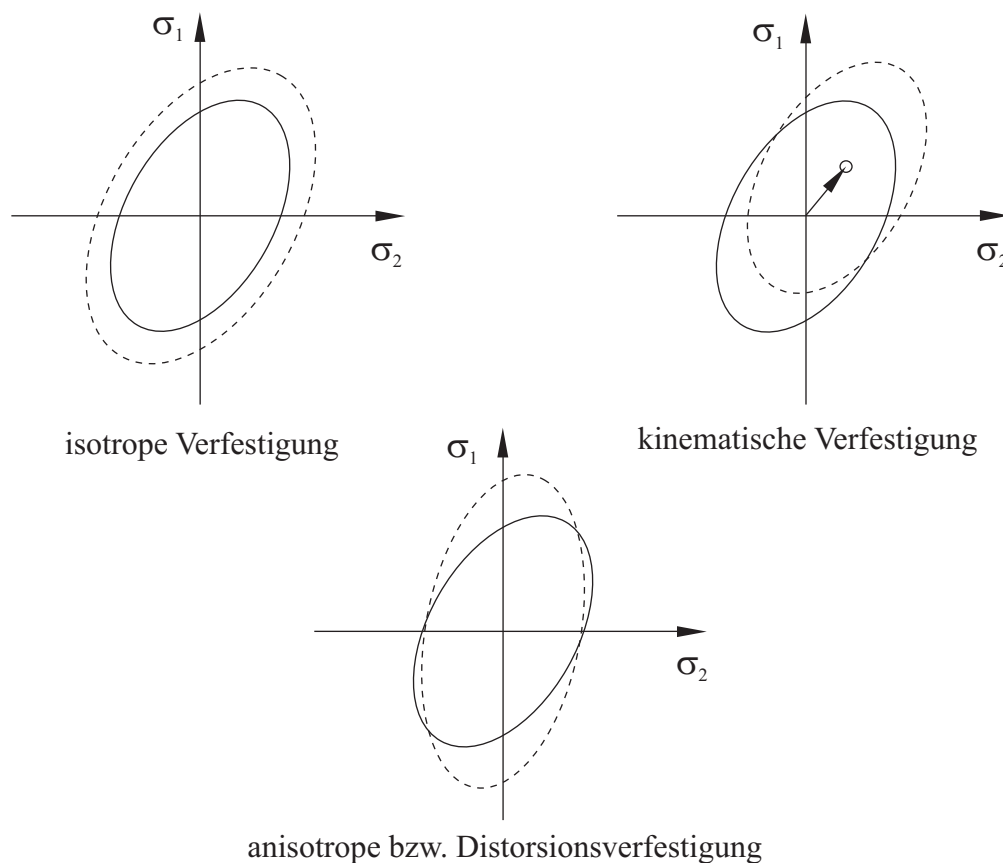


Abbildung 3.5: Grundtypen von Verfestigungsmodellen [9]

Bei isotropem Materialverhalten verändert sich lediglich die Größe der Fließfläche in alle Hauptrichtungen gleich.

Bei kinematischem ändert sich die Lage des Ursprungs, was durch den Spannungstensor (engl.: back-stress) bzw. die Bauschingerspannung beschrieben wird. Die Änderung dieses

Tensors mit der plastischen Verformung erfolgt durch das Entwicklungsgesetz. Somit lässt sich mit dem kinematischen Verfestigungsgesetz der Bauschingereffekt beschreiben, der die richtungsbestimmte Änderung der Elastizitätsgrenze nach einer primären plastischen Verformung berücksichtigt.

Bei der anisotropen oder Distorsionsverfestigung, verändert sich die Form der Fließfläche. Die bekannteste Beschreibung dieses Phänomens stellt die *Hillsche Anisotropie* dar.

Oft tritt in Werkstoffen eine Überlagerung dieser drei Grundeffekte auf, wobei diese zur Modellierung in beliebiger Art und Weise in Verbindung gebracht werden können. Die wesentliche Problematik hierbei stellt die Erfassung der einzelnen Parameter zur Beschreibung der Einzeleffekte dar, die in der Regel mit einem hohen Versuchsaufwand verbunden ist.

3.3 Materialmodelle in Simulationsprogrammen

Aufgrund der immer stärkeren Einbindung von Softwareprogrammen in die Produktentwicklung, erlangt auch die Einbindung von Materialmodellen in Simulationstools eine höhere Bedeutung. Erst durch das Vorhandensein von Daten, die das Materialverhalten gleich bzw. ähnlich wie in der Realität wiedergeben, gewinnt eine Simulation an Bedeutung. Im Folgenden soll auf Materialmodelle zur Beschreibung von elastisch-plastischen Materialverhalten, die im Softwarepaket *Abaqus*[©] enthalten sind, eingegangen werden. Die Betrachtung wird dabei auf Modelle, die für Untersuchungen unter thermo-mechanischer Last in Frage kommen beschränkt. Es handelt sich dabei um:

- Cast Iron Plasticity Model
- Two-Layer Plasticity Model
- Ramberg-Osgood Model
- Nonlinear isotropic/kinematic hardening Model

3.3.1 Cast Iron Plasticity Model

Das Gusseisenmodell [1] wird verwendet, um die grundlegenden Eigenschaften von Gusseisen zu modellieren. Es geht dabei auf die Eigenheiten von grauem Gusseisen ein, welche aufgrund der Verteilung von Grafitlamellen in einer Stahlmatrix hervorgerufen werden. Unter Zugbeanspruchung wirken die Grafitinlagerungen als Kerben und führen zu Spannungskonzentration, wodurch es zu einem Plastifizieren an diesen kommt. Das plastische Verhalten ist abhängig von den maximalen Hauptspannungen und wird gefolgt von sprödem Materialverhalten. Im Druckbereich haben die Grafitlamellen keinen merklichen Einfluss auf die makroskopische Werkstoffantwort, woraus sich ein duktileres Verhalten wie bei den meisten Stählen ergibt. Der elastische Teil der Reaktion wird separat von der plastischen vorgegeben, jedoch kann nur linear isotrope Elastizität verwendet werden ("linear elastic behaviour"). Die elastische Steifigkeit wird für den Zug und Druckbereich als gleich angenommen.

Das Model ermöglicht die Abbildung eines unterschiedlichen plastischen Verhaltens mit unterschiedlichen Streckgrenzen für den Zug- und Druckbereich, was in Abb. 3.6 verdeutlicht werden soll. Es basiert auf einer Plastizitätsfunktion, die von einer maximalen Hauptspannung unter Zugbeanspruchung und einem von Druck unabhängigen Verhalten (von Mises) unter Druckbeanspruchung bestimmt wird.

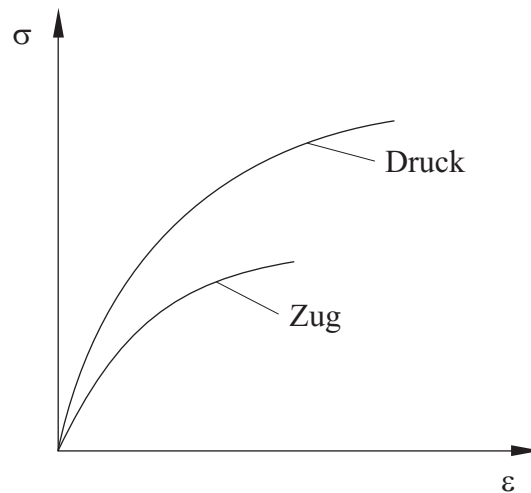


Abbildung 3.6: Definition der plastischen Bereiche für Zug und Druckbereich [1]

3.3.1.1 Verfestigung

Das Verfestigungsverhalten von Grauguss ist in uniaxialer Zug- und Druckrichtung unterschiedlich, weshalb zwei Sets von Verfestigungsdaten in tabellarischer Form vorgegeben werden müssen. Eines dieser Sets basiert dabei auf den uniaxialen Zugversuch, wo hingegen das andere Datenset aus dem uniaxialen Druckversuch kommt. Die dabei vorgegebenen Werte beschreiben die äquivalente plastische Dehnung in den entsprechenden Richtungen.

Das Gusseisen Plastizitätsmodell ist zum Modellieren von Gusseisen und anderen ähnlichen Materialien, für welche das Verhalten in Zug und Druck unterschiedlich ist, vorgesehen. Im Speziellen erwartet das Modell, dass die anfängliche Streckgrenze in Zugrichtung geringer ist, als jene im Druckbereich. Auch wenn die allgemeine Spannungs-Dehnungs-Antwort und das Verfestigungsverhalten im einachsigen Zugversuch von einigen anderen Materialien gleich ist wie jenes von Gusseisen, muss man ebenfalls sichergehen, dass das Fließpotential (welches speziell für Gusseisen entwickelt wurde) auch für andere Werkstoffe aussagekräftig ist.

Ein Schwachpunkt dieses Ansatzes ist, dass der Bauschingereffekt nicht abgebildet werden kann. Daher ist es nicht möglich Effekte, wie sie bei zyklischer Belastung auftreten, zu berücksichtigen.

3.3.2 Two-Layer Plasticity

Dieser Ansatz ist für die Modellierung von Materialien mit einem ausgeprägten, zeitabhängigen sowie plastischen Verhalten bestimmt, welches bei Metallen typischerweise bei höheren Temperaturen auftritt [1]. Es ist aus einem elastisch-plastischen Anteil, der parallel zu einem elastisch-viskosen wirkt, aufgebaut. Im Vergleich dazu wirken bei den anderen von *Abaqus*® angebotenen Kriech- und Plastizitätsansätzen diese Teile in Serie. Die beiden parallel wirkenden Komponenten, wie sie im Two-Layer Plasticity Modell kombiniert sind, sind in Abb. 3.7 dargestellt. Im elastisch-plastischen Bereich basiert das Modell auf den *Mises und Hill Plastizitätskriterien*. Für die Modellierung des elastisch-viskosen Verhaltens kann ein beliebiges in *Abaqus*® angebotenes Kriechmodell verwendet werden.

Das Materialverhalten ist in drei Teile unterteilt:

- elastisch
- plastisch
- viskos

Abbildung Abb. 3.7 zeigt ein eindimensionales, idealisiertes Materialmodell, mit den elastisch-plastisch und elastisch-viskosen Anteilen parallel zueinander.

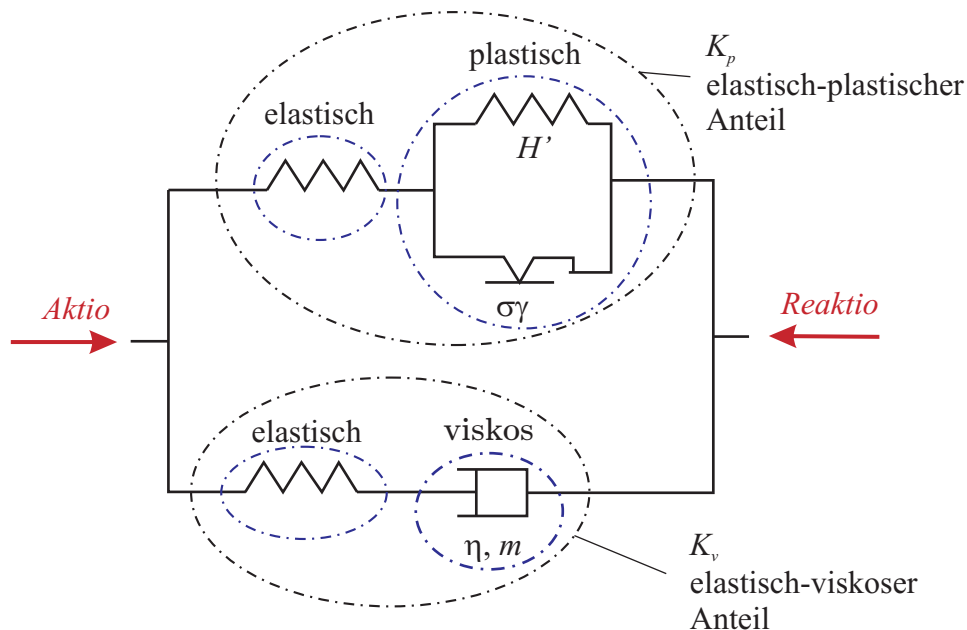


Abbildung 3.7: Aufbau des Two-Layer Plasticity Modells

3.3.2.1 Elastisches Verhalten

Der elastische Teil der Materialreaktion verwendet sowohl für den plastischen als auch für den viskosen Anteil eine linear isotrope Materialdefinition. Für diese Definition kann jedes beliebige elastische Materialgesetz in *Abaqus*[©] herangezogen werden. Bezogen auf die obige Abbildung ist das Verhältnis des elastischen Moduls des elastisch-viskosen Netzwerkes (K_v) zum gesamten (momentanen) Modul ($K_p + K_v$) gegeben durch die Beziehung:

$$f = \frac{K_v}{(K_v + K_p)} \quad (3.1)$$

Das vom Anwender vorgegebene Verhältnis f , gegeben als ein Teil der viskosen Verhaltensdefinition, schlüsselt den Gesamtmodul zur Beschreibung des elastischen Verhaltens in einen elastisch-viskosen und einen elastisch-plastischen Teil auf. Daraus resultiert, dass für eine isotrope elastische Definition die Querkontraktionszahl für den plastischen und viskosen Anteil gleich ist. Wird andererseits anisotrope Elastizität vorgegeben, gilt die selbe Anisotropie für beide Netzwerke. Die Eigenschaften, definiert für das elastische Verhalten, werden als momentan geltende Werte angenommen.

3.3.2.2 Plastisches Verhalten

Es kann ein beliebiges metallisches Plastizitätsmodell verwendet werden, um das plastische Verhalten des Werkstoffs abzubilden. Das schließt auch das *Hill Plastizitätsmodell* zur Beschreibung von anisotropen Streckgrenzen ein. Das elastisch-plastische Netzwerk berücksichtigt keine dehnratenabhängige Plastifizierung.

3.3.2.3 Viskoses Verhalten

Das viskose Verhalten des Materials kann durch ein beliebiges vorhandenes Kriechgesetz in *Abaqus*[©] definiert werden. Ausgenommen davon ist das hyperbolische Kriechgesetz. Wird ein viskoses Verhalten definiert, werden die Viskositätsparameter vorgegeben und die Art und Weise, wie das viskose Verhalten beschrieben wird, gewählt. Wird das Kriechgesetz mit der *User Subroutine CREEP* vorgegeben, sollte nur deviatorisches Kriechen definiert werden. Zusätzlich wird der Anteil f definiert, der das Verhältnis des elastischen Moduls des elastisch-viskosen Anteils zum Gesamtmodul angibt. Viskose Spannungsverhältnisse können unter dem viskosen Verhalten definiert werden, um anisotrope Viskosität vorzugeben. Alle Materialeigenschaften können als Funktion von Temperatur und Feldvariablen vorgegeben werden.

Um mit diesem Modell qualitativ hochwertige Ergebnisse zu erzielen, muss das Kriechverhalten des zu modellierenden Werkstoffs sehr genau beschrieben werden. Für eine gute Beschrei-

bung dieses Verhaltens ist eine hohe Qualität an die Messdaten gefordert. Die Ermittlung dieser Daten ist mit einem großen Versuchsaufwand verbunden, weshalb dieses Modell nicht ohne Einschränkungen verwendbar ist.

3.3.3 Deformation Plasticity Model

Das Deformation Plasticity Model basiert auf den Ansatz nach *Ramberg-Osgood* zur Beschreibung des Materialverhaltens [1]. Das Modell ist in erster Linie zur Entwicklung rein plastischer Ansätze für bruchmechanische Anwendungen an duktilen Metallen vorgesehen, da keine eindeutige lineare Elastizität definiert werden kann. Dies basiert auf der Tatsache, dass das Modell mit keinem anderen Materialansatz kombiniert werden kann, da die gesamte Reaktion des Materials durch die zugrunde liegende Beziehung beschrieben wird.

Die *Ramberg-Osgood* Beziehung zur Beschreibung dieses Modells lautet:

$$E\varepsilon = \sigma + \alpha \left(\frac{|\sigma|}{\sigma^0} \right)^{(n-1)} \sigma \quad (3.2)$$

Die Faktoren E und ε beschreiben dabei die Größen Elastizitätsmodul bzw. Dehnung. Die Spannung σ sowie deren Betrag $|\sigma|$ werden durch den Ansatz von *Ramberg-Osgood* mit den Parametern α , n und σ^0 in Beziehung gesetzt. Dabei definiert σ^0 die Plastizitätsgrenze, wobei α deren Verschiebung beschreibt. Die Größe n stellt den Verfestigungsexponenten dar, der die Veränderung der Plastizitätsfläche mit zunehmender Belastung beeinflusst.

Im Programm werden die Größen E , α , σ^0 und n vorgegeben, um die Spannungs-Dehnungs Antwort zu berechnen. Das von diesem Modell beschriebene Materialverhalten ist für alle Spannungsniveaus nichtlinear. Diese Nichtlinearität wird bei Verwendung von üblichen Verfestigungsexponenten ($n \approx 5$ oder mehr) erst beim Erreichen des Spannungsniveaus in der Nähe der Streckgrenze σ^0 relevant. Das Deformation Plasticity Modell wird für gewöhnlich bei statischen Belastungen und der Analyse von kleinen Verschiebungen angewendet.

Nachteilig wirkt sich bei diesem Modell aus, dass es mit keinem linear-elastischen Materialgesetz kombiniert werden kann. Daraus resultiert, dass Hystereseschleifen, wie sie unter thermomechanischer Belastung auftreten, nicht abgebildet werden können, da bei diesem Modell die Be- und Entlastungspfade im Spannungs-Dehnungs-Raum deckungsgleich sind.

3.3.4 Nonlinear isotropic/kinematic hardening model

Das nonlinear isotropic/kinematic hardening Modell wird in *Abaqus*® verwendet, um das Materialverhalten unter zyklischer Belastung nachzubilden. Der große Vorteil dieses Materialmodells liegt in der Berücksichtigung von Phänomenen hervorgerufen durch zyklische Belastung, wie beispielsweise Ver- bzw. Entfestigung, Kriechen oder Relaxation

Das Entwicklungsgesetz für dieses Modell besteht aus zwei Komponenten [1]:

- nichtlineare, kinematische Verfestigungskomponente, welche die Verschiebung der Plastizitätsfläche über den Gegenspannungstensor (engl.: back-stress) definiert.
- isotrope Verfestigungskomponente, welche die Änderung der Vergleichsspannung über die Definition der Größe der Plastizitätsfläche σ^0 als Funktion der plastischen Deformation angibt.

Die kinematische Verfestigungskomponente ist definiert als additiver Zusammenhang eines rein kinematischen Terms (*lineares Ziegler Verfestigungsgesetz*) und eines Relaxationsterms (den „recall“ Term), welcher die Nichtlinearität bestimmt. Ist eine Temperatur- und Feldvariablenabhängigkeit gefordert, lautet das Verfestigungsgesetz

$$\dot{\alpha} = C \frac{1}{\sigma^0} (\sigma - \alpha) \bar{\epsilon}_{pl} - \gamma \alpha \bar{\epsilon}_{pl} \quad (3.3)$$

wobei C und γ Materialparameter sind, die aus zyklischen Versuchen ermittelt werden müssen. C ist der anfängliche kinematische Verfestigungsmodul und beschreibt den Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung im plastischen Bereich. Der Parameter γ gibt an, wie der kinematische Verfestigungsmodul mit steigender plastischer Verformung abnimmt. Das isotrope Verfestigungsverhalten des Modells definiert die Änderung der Plastizitätsfläche σ^0 als Funktion der äquivalenten plastischen Dehnung $\bar{\epsilon}^{pl}$.

Die Beschreibung der Plastizitätsfläche erfolgt mittels der Parameter σ^0 , C und γ , welche beispielsweise tabellarisch vorgegeben werden können. Dabei ist es ebenfalls möglich, diese Werte mit vorgegebenen Feldvariablen zu verbinden. Dadurch ist die Beschreibung der Hüllfläche der Fließspannung im Spannungsraum in ihrer Größe und Position abhängig von Feldvariablen möglich.

Die Vorgabe der Werte C und γ kann auf unterschiedliche Art und Weise erfolgen.

- C und γ werden direkt bestimmt,
- Half-Cycle Versuchsdaten oder
- Versuchsdaten aus stabilisierten Versuchen können verwendet werden.

Im kinematischen Verfestigungsmodell bewegt sich das Zentrum der Plastizitätsfläche im Spannungsraum aufgrund der kinematischen Verfestigungskomponente wie in Abb. 3.8 dargestellt. Wird zusätzlich das nichtlineare isotrop-kinematische Verfestigungsmodell angewandt, verändert sich ebenfalls die Größe der Plastizitätsfläche. Diese Funktionen erlauben das Modellieren von inelastischen Deformationen von Metallen wie sie bei zyklischen Temperaturbelastungen oder LCF-Beanspruchungen auftreten. Dabei beziehen die Modelle folgende Phänomene mit ein:

- Bauschingereffekt
- Zyklische Verfestigung mit plastischer Stabilisierung
- Ratchetting (Kriechen)
- Relaxation der Mittelspannung

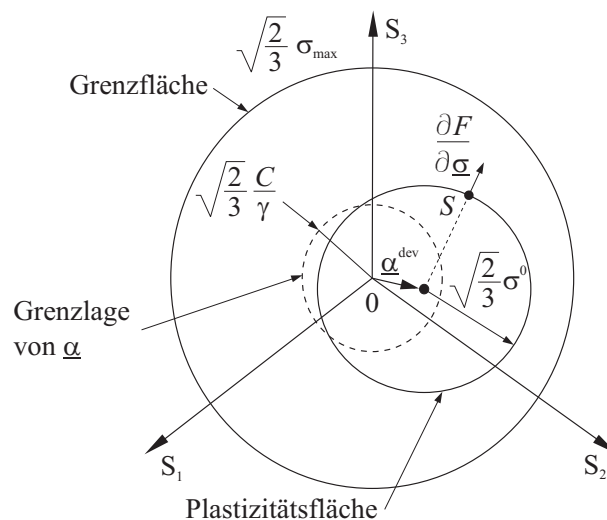


Abbildung 3.8: Veränderung der Plastizitätsfläche im Spannungs-Dehnungsraum [1]

4 Konzepte zur Beschreibung des Lebensdauerungsverhaltens

In diesem Kapitel werden die wichtigsten, neu erstellten Modelle zur Lebensdauerabschätzung unter TMF- bzw. LCF-Belastung behandelt. Die wesentlichsten neuen Ansätze stellen dabei der *Unified Energy Approach*, die Methode nach *Neu-Sehitoglu*, der *Separated Energy Approach* sowie die *Temperaturwöhlerlinien* dar. Alle diese Ansätze setzen sich mit der Lebensdauerbewertung unter thermo-mechanischer Belastung auseinander, wobei die unterschiedlichen Methoden verschiedene Herangehensweisen an die Problemstellung anwenden. Die vorliegende Zusammenfassung bezieht sich im Wesentlichen auf Arbeiten, die am Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau der Montanuniversität Leoben durchgeführt wurden. Die durchgeführten Untersuchungen umfassen verschiedene Werkstoffgruppen, von Gusseisen [34], über Aluminium- [22] [30] [17] bis hin zu Nickel- und Kupferlegierungen [17].

4.1 *Unified Energy Approach*

Der *Unified Energy Approach* wurde von Riedler [30] ausgehend von Untersuchungen an vier verschiedenen Legierungen entwickelt. Dabei wurde das Lebensdauerverhalten unter LCF- und TMF-Belastung untersucht, wobei es sich bei den untersuchten Werkstoffen um die Aluminiumlegierungen AlCuBiPb, AlSi7MgCu0,5, AlSi6Cu4 und AlSi8Cu3 gehandelt hat. An diesen Werkstoffen wurden verschiedene Konzepte zur Lebensdauerabschätzung gegenübergestellt und bewertet. Aus den gewonnenen Erkenntnissen konnte Riedler einen neuen energiebasierten Ansatz zur Lebensdauerbewertung ableiten.

4.1.1 Schädigungsparameter auf Energiebasis

Energiebasierte Kriterien versuchen die Beanspruchungsgrößen Dehnung und Spannung als Produkt oder als Summe zweier Produkte zu beschreiben. Als Eingangsgrößen dienen dabei die Amplituden bzw. die Schwingbreiten von plastischer oder totaler Dehnung, sowie Amplitude, Schwingbreite, Maximal- oder Effektivwert der Spannung. Allgemein beschreiben die energiebasierten Kriterien die Lebensdauer N_B in Abhängigkeit der Hystereseenergie ΔW , die während eines Schwingspiels dissipiert wird [32].

$$N_B = f(\Delta W) \quad (4.1)$$

$$\Delta W = a \cdot f(\Delta W_e) + b \cdot f(\Delta W_p) \quad (4.2)$$

$$\Delta W_e = f(\sigma_x; \epsilon_{x,y}^z) \quad (4.3)$$

$$\Delta W_p = f(\sigma_x; \epsilon_{x,y}^z) \quad (4.4)$$

Die Größen ΔW_e und ΔW_p beschreiben die Energie des elastischen bzw. plastischen Hysteresanteils. Die Indices x der obigen Gleichungen bezeichnen dabei die Amplituden, Schwingbreiten und Ober- bzw. Unterspannungen (oder Dehnung). Die Indices y beschreiben die elastischen, plastischen bzw. totalen und die Indices z die thermischen bzw. mechanischen äquivalenten Größen.

Ausgehend von den energiebasierten Ansätzen hat Riedler einen neuen Ansatz zur Lebensdauerabschätzung aufgestellt, welcher als Grundlage für die Ermüdungsanalyse die akkumulierte plastische Dehnungsenergie heranzieht.

$$W_{\epsilon_{a,p}, \sigma_{a,N_B/2}}^{mech} = \epsilon_{a,p,N_B/2}^{mech} \cdot \sigma_{a,N_B/2} \cdot N_B \quad (4.5)$$

Die Formel nach Glg. 4.5 ermittelt aus dem Produkt der plastischen Dehnungs- bzw. der Spannungsamplitude bei halber Bruchschwingspielzahl, sowie der Lastwechselzahl bis zum Bruch die gesamte Schädigungsenergie bis zum Versagen des Bauteils. Die Wahl der Spannungs- und Dehnungsamplituden bei halber Bruchschwingspielzahl ist auf die Werkstoffcharakteristik zurückzuführen. Die während der TMF-Versuchsführung gemessenen Spannungswerte unterliegen zeitlichen Änderungen aufgrund von Ver- bzw Entfestigungsvorgängen. Zusätzlich verändert sich aufgrund der Schädigungen innerhalb des Werkstoffs die Form der sich ausbildenden Hysteresen (siehe Abb. 4.1). Durch die Verwendung der Spannungs-Dehnungs-Werte bei halber Schwingspielzahl zur Berechnung der Hysteresenenergie wird sichergestellt, dass ein charakteristischer Wert, welcher über die gesamte Lebensdauer aussagekräftig ist, ermittelt wird.

Der Vorteil dieses Schädigungsparameters gegenüber anderen Konzepten ist, dass Belastungseinflüsse wie Obertemperatur, Haltezeit bei Obertemperatur, aufgeprägte Mitteldehnung in Zug- und Druckrichtung, sowie Vorauslagerung mit einem konstanten Wert beschreiben werden. Dieser Wert ergibt sich beispielsweise für die Legierung AlCuBiPb zu $W=120$ [MPa] [30]. Der vorgestellte einparametrische Energieparameter W_1 wird ähnlich angewandt wie die Schädigung D bei der Schadensakkumulation nach *Miner*. Überschreitet der Energieparameter im Falle der

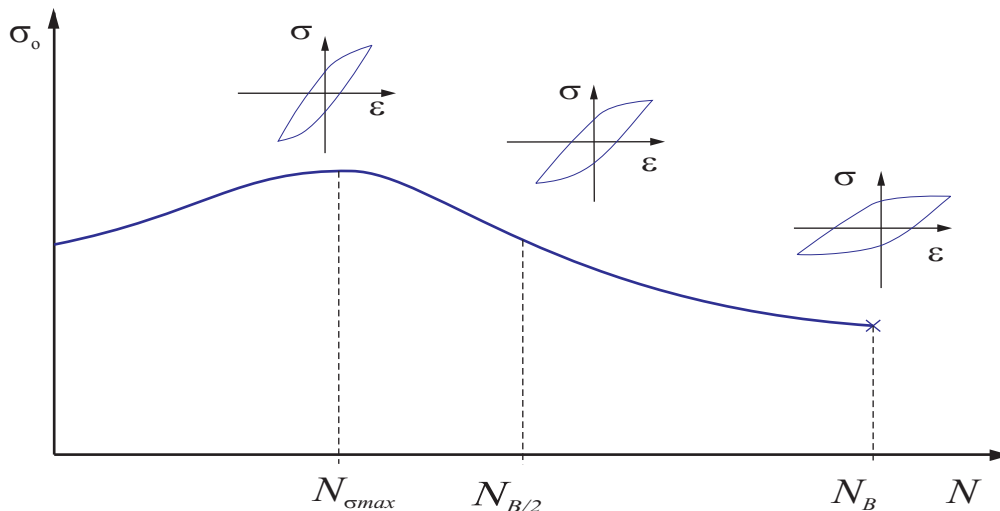


Abbildung 4.1: Oberspannungsverlauf bei TMF-Versuch

Legierung AlCuBiPb den Wert 120 [MPa], kommt es wie bei der Schadensakkumulation bei der Überschreitung von $D > I$ zu einem Versagen des Bauteils.

Vorteilhaft an der Darstellung des Energieparameters ist, dass er einfach aus Versuchsergebnissen berechnet werden kann, da er aus den Beanspruchungsgrößen bei halber Bruchschwingspielzahl abgeleitet wird. Der Parameter kann zur Lebensdauerbewertung komplexer Bauteile herangezogen werden. Mit den Eingangsgrößen Spannungs- und plastische Dehnungsamplitude kann Glg. 4.5 so umgeformt werden, dass man die Lebensdauer unter TMF-Beanspruchung erhält.

$$N_B = \frac{W_{\epsilon_{a,p}, \sigma_a, N_{B/2}}^{mech}}{\epsilon_{a,p, N_{B/2}}^{mech} \cdot \sigma_{a, N_{B/2}}} \quad (4.6)$$

Die Spannungs- und Dehnungsamplituden können dabei aus der Modellierung des Verformungsverhaltens beim stabilisierten Zyklus bestimmt werden.

In weiterer Folge werden in [30] verschiedene Konzepte zur Lebensdauerbewertung der untersuchten Aluminiumknet- und -gusslegierungen gegenübergestellt. Abhängig vom Werkstoff und dessen Eigenschaften führen die angewendeten Konzepte zu mehr oder weniger guten Ergebnissen hinsichtlich der Lebensdauerbewertung.

Für den einparamterigen Energieansatz zeigt sich, dass die Bruchzyklenzahl für drei der vier Legierungen sehr gut abgeschätzt wird. Lediglich für die Legierung AlSi7MgCu0,5 wird eine große Vergleichsabweichung von 0,8 ermittelt. Diese wird auf die geringe Duktilität des Werkstoffs zurückgeführt, woraus sich eine geringe Steigung der akkumulierten plastischen Dehnung ergibt.

Aufbauend auf diese Ergebnisse definiert Riedler [29] den „Unified Energy Approach“ nach Glg. 4.7 der als materialabhängiges TMF-Lebensdauerkriterium herangezogen werden kann.

$$\Delta W_u = c_u \cdot \Delta W_{u,e} + \Delta W_{u,p} = c_u(\sigma_o \cdot \epsilon_{a,e}) + (\sigma_a \cdot \epsilon_{a,p}) \quad (4.7)$$

$$N_B = A_u \cdot \Delta W_u^{-B_u} \quad (4.8)$$

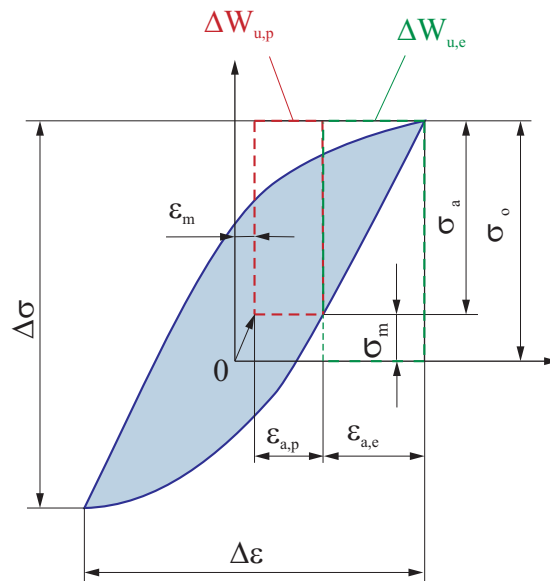


Abbildung 4.2: Lebensdauerbestimmung basierend auf dem *Unified Energy Approach*

Dieser Ansatz ermöglicht eine Abschätzung der Lebensdauer der unterschiedlichen Aluminiumguss- und Knetlegierungen unabhängig von deren Duktilität.

4.2 Anwendung des Modells nach *Sehitoglu*

Das Modell zur Lebensdauerabschätzung nach *Sehitoglu* bezieht sich im Gegensatz zu anderen Ansätzen, beispielsweise der Ansatz nach *Manson-Coffin-Basquin*, auf die Akkumulation von Teilschädigungen aus den einzelnen Schädigungsmechanismen Ermüdung, Kriechen und Oxidation. Für das Modell nach *Sehitoglu* ist die Bestimmung von 20 Parametern durch teils aufwendige Versuche notwendig [24]. Die Arbeit von Minichmayr [22] befasst sich mit der Ermittlung dieser Parameter an Aluminiumlegierungen und stellt in weiterer Folge Ergebnisse des Lebensdauermodells nach *Sehitoglu* Ergebnissen von Modellen basierend auf Schädigungsparametern gegenüber. Bei den Modellen basierend auf Schädigungsparametern handelt es sich um den Ansatz nach *Manson-Coffin-Basquin*, nach *Ostergren*, sowie den Ansatz auf Basis der dissipierten plastischen Energie.

4.2.1 Bestimmung der Einzelschädigungsparameter

Für die Parameteranpassung werden Ergebnisse aus LCF- und TMF-Versuchen herangezogen, wobei die Optimierung dieser durch manuelle Parametervariation und automatische Parameteroptimierung erfolgte [22].

4.2.1.1 Parameter der Ermüdungsschädigung

Nach dem Modell von *Sehitoglu* werden die benötigten Parameter zur Beschreibung der Ermüdungsschädigung σ'_f/E , ϵ'_f , c und b nach *Manson-Coffin-Basquin* an einer Dehnungswöhlerlinie, die bei Raumtemperatur aufgenommen wird, angepasst. Diese Anpassung ist für Aluminium nicht effektiv, da es hier auch bei Raumtemperatur zu wesentlichen Oxidationseffekten kommt, welche sich aufgrund der hohen Reaktivität von reinem Aluminium bereits bei nicht erhöhten Temperaturen ausbilden. Daher wird für die Parameteroptimierung der Ermüdungsschädigung in [22] auch die Oxidationsschädigung berücksichtigt.

4.2.1.2 Parameter der Oxidationsschädigung

Die Parameter zur Beschreibung der Oxidationsschädigung h_{cr} , δ_0 und B werden in Glg. 4.9 eingebunden, wobei die mechanischen Größen Dehnrate und Dehnungsschwingbreite entsprechend berücksichtigt werden.

$$\frac{1}{N_f^{ox}} = \left[\frac{h_{cr} \delta_0}{B \Phi^{ox} K_p^{eff}} \right]^{-\frac{1}{\beta}} \frac{2(\Delta \epsilon^{me})^{(2/\beta+1)}}{\dot{\epsilon}^{1-(\alpha/\beta)}} \quad (4.9)$$

Die Temperaturabhängigkeit wird mittels Arrhenius-Ansatz beschrieben. Damit wird bei höheren Temperaturen ein höheres Schädigungspotential ermittelt, da die Oxidation bei höheren Temperaturen beschleunigt abläuft. Die Oxidationskonstante erhält man dabei durch den Zusammenhang:

$$K_p^{eff} = \frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} D_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT(t)}\right) dt \quad (4.10)$$

Der Phasenfaktor Φ^{ox} berücksichtigt, dass die Oxidation bei Out-of-Phase-Belastung höher ist, als jene bei In-Phase-Belastung. Oxidschichten, die bei hohen Temperaturen gebildet werden, besitzen bei geringeren Temperaturen spröde Eigenschaften. Bei OP-Belastung treten die größten Zugspannungen bei der kleinsten Temperatur auf. Die größten Zugspannungen treten bei IP-Belastung jedoch bei der Maximaltemperatur auf, bei der sich die Oxidschichten weniger spröder verhalten.

$$\Phi^{ox} = \frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} \phi^{ox} dt \quad (4.11)$$

$$\phi^{ox} = \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\epsilon}^{th}/\dot{\epsilon}^{me} + 1}{\xi^{ox}}\right)^2\right] \quad (4.12)$$

4.2.1.3 Parameter der Kriechschädigung

Für die von Minichmayr [22] untersuchten Aluminiumlegierungen hat sich gezeigt, dass die Kriechschädigung bei OP-TMF-Belastung nahezu null ist, da das Kriechen nur im Druckbereich erfolgt und dabei keine Schädigung verursacht wird. Andererseits hat die Kriechschädigung eine relevante Auswirkung bei In-Phase-Belastung. Bei Haltezeit bei Maximaltemperatur werden die Schädigungsmechanismen des Kriechens begünstigt. Basierend auf diesen Kenntnissen lässt sich ein Phasenfaktor definieren.

$$\Phi^{creep} = \frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} \phi^{creep} dt \quad (4.13)$$

$$\phi^{creep} = \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\epsilon}^{th}/\dot{\epsilon}^{me} + 1}{\xi^{creep}}\right)^2\right] \quad (4.14)$$

Der mit abnehmender Temperatur geringer werdende Einfluss der Kriechschädigung wird durch den Arrhenius-Term in Glg. 4.15 berücksichtigt, welcher für geringe Temperaturen gegen Null strebt. Daraus ergibt sich eine Kriechschädigung nach Glg. 4.15.

$$D^{creep} = \Phi^{creep} \int_0^{t_c} A \exp\left(-\frac{\Delta H}{RT(t)}\right) \cdot \left(\frac{\alpha_1 \bar{\sigma} + \alpha_2 \sigma_H}{K}\right)^2 dt \quad (4.15)$$

4.2.2 Gegenüberstellung unterschiedlicher Lebensdaueransätze

Ausgehend von den Ergebnissen hat Minichmayr [22] in seiner Arbeit unterschiedliche Lebensdauerkonzepte basierend auf Schädigungsparameter jenem von *Sehitoglu* unter LCF- und TMF-Beanspruchung gegenübergestellt. Für den Ansatz nach *Sehitoglu* wurde nur ein Parametersatz verwendet, wohingegen für die Schädigungsparametermodelle eine Unterteilung in Gruppen entsprechend der Beanspruchung erfolgt ist (z.B. OP-TMF, LCF, LCF mit bestimmten Dehnraten).

Die Auswertung hat gezeigt, dass die Modelle nach *Ostergren* und der dissipierten Energie ΔW_p für die OP-TMF-Belastung eine sehr geringe Streuspanne und somit eine gute Qualität aufweisen. Die Abweichung des Schädigungsparameters nach *Smith-Watson-Topper* zeigt hingegen bereits eine Abweichung von 2,2. Das Modell nach *Sehitoglu* zeigt für die OP-Belastung eine Streuspanne von 1,7 und für die Beschreibung aller LCF-Ergebnisse eine Streuspanne kleiner 2. Die Parameter, die auf plastischen Dehnungen basieren (P_{OST} und ΔW_p), zeigen ebenfalls eine akzeptable Genauigkeit, wobei jedoch darauf hingewiesen werden muss, dass die Schädigungsparameter hinsichtlich der Belastungssituation optimiert sind. Im Gegensatz dazu kann die Lebensdauer nach *Sehitoglu* mit einem Parametersatz unabhängig von der Belastungssituation zufriedenstellend abgeschätzt werden.

4.3 Separated Energy Approach

Köberl bezieht sich in [17] auf die Lebensdauerbewertung unterschiedlicher Werkstoffe durch die Verifizierung verschiedener Ansätze. Bei den untersuchten Werkstoffen handelt es sich um verschiedene Aluminium-, Kupfer- und Nickellegierungen (AlSi5, AlSi7, AlSi8, CuCoBe, Cu-Co2Be, Ni200/201, IN718). Mit Ergebnissen aus einem umfangreichen Prüfprogramm unter LCF- und TMF-Beanspruchung wurden die Ansätze nach *Manson-Coffin* (P_{MC}), *Smith-Watson-Topper* (P_{SWT}), *Ostergren* (P_{OST}) und dem „*Unified Energy Approach*“ zur Bewertung der Lebensdauer herangezogen und gegenübergestellt.

Ausgehend von diesen Ergebnissen kommt [17] zum Schluss, dass keines der verwendeten Modelle eine ausreichende Genauigkeit zur Lebensdauerabschätzung unterschiedlicher Werkstoffe aufweist. So liefert beispielsweise der „*Unified Energy Approach*“ nach Riedler für die Aluminiumlegierungen sehr gute Ergebnisse. Andererseits führt dieser Ansatz für die untersuchten Kupferlegierungen zu sehr großen Abweichungen und kann die Lebensdauer nicht ausreichend genau abbilden.

Aufbauend auf diese Ergebnisse schlägt Köberl eine Modifikation des „*Unified Energy Approach*“ vor, um diesen Ansatz für weitere Werkstoffgruppen anwenden zu können. Für dieses Modell werden weitere Faktoren definiert, die Einflüsse wie Haltezeit, Maximaltemperatur, Relaxation und Phasenlage für die jeweiligen Einzelschädigungsgrößen (Ermüdung, Oxidation, Kriechen) berücksichtigen.

4.3.1 Ermüdung

Die Untersuchung verschiedener Hysteresen und deren Ausbildung im Spannungs-Dehnungsraum in Abhängigkeit von Beanspruchungsgrößen wie Dehnungsbehinderungen oder Maximaltemperatur hat die Auswirkung unterschiedlicher Einflüsse auf die TMF-Lebensdauer aufgezeigt. Die wesentlichen Einflussfaktoren der Ermüdung stellen hierbei die Mittelspannung sowie die plastischen Dehnungen dar. Ausgehend davon wurde die Funktion ξ_f definiert, um den Einfluss der Mittelspannung und der plastischen Dehnung zu beschreiben.

$$\xi_f = f(\sigma_m, \varepsilon_{pl}) = \left(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_a} \right)^{c_\sigma} \cdot \left(\frac{\varepsilon_{a,p}}{\varepsilon_{a,t}} \right)^{c_\varepsilon} \quad (4.16)$$

Der vorgeschlagene Potenzansatz spiegelt den Einfluss der Ermüdungsschädigung für die unterschiedlichen Belastungsarten (In-Phase bzw. Out-of-Phase) und variierenden Maximaltemperaturen wider.

4.3.2 Oxidation

Der Einfluss der Oxidationsschädigung ist vom Belastungsverlauf (In-Phase bzw. Out-of-Phase) abhängig und bei einer Out-of-Phase Belastung besonders ausgeprägt. Dabei treten bei Maximaltemperatur, bei der die Oxidbildung beschleunigt abläuft, Druckspannungen auf. Bei der Abkühlung werden Zugspannungen inisiert, welche zu einem Aufreißen der Oxidschicht führen können. Dadurch können neue, unoxidierte Schichten freigelegt werden, an denen in weiterer Folge eine Rissbildung bzw. Risswachstum erfolgen kann.

Die Oxidationsschädigung ξ_{ox} nach Glg. 4.18 ist als Exponentialfunktion abhängig von Maximaltemperatur, Spannung bei Maximaltemperatur und Haltezeit definiert.

$$\xi_{ox} = f(T_o, t_o, \sigma_{T_o}, \sigma_m) = c_{ox} \cdot \left(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_a} \right) \cdot e^{\frac{-t_d \cdot \sigma_{T_o}}{T_o}} \quad (4.17)$$

4.3.3 Kriechen

Das Kriechen ist auf Versetzungsgleiten und bzw. oder -klettern zurückzuführen und tritt bei thermo-mechanischer Belastung vermehrt bei IP-Beanspruchung auf. Oxidations- und Kriecheffekte werden durch ähnliche Mechanismen aktiviert, weshalb beide Einflüsse ähnlich beschrieben werden. Der Einfluss des Kriechens ξ_c wie auch der Oxidationsschädigungsmechanismus werden im Zusammenspiel von Maximaltemperatur, Spannung bei Maximaltemperatur und Haltezeit beschrieben.

$$\xi_c = f(T_o, t_o, \sigma_{T_o}) = c_c \cdot e^{\frac{-t_d \cdot \sigma_{T_o}}{T_o}} \quad (4.18)$$

4.3.4 Erweiterung des „Unified Energy Approach“ Ansatzes

Die Auswertungen in [17] führen zu folgender Erweiterung des Ansatzes von Riedler:

- Der Einfluss der Ermüdung wirkt auf elastischen und den plastischen Anteil der Basisfunktion.
- Der Einfluss der Oxidation wirkt auf den elastischen und plastischen Anteil der Basisfunktion.
- Der Einfluss des Kriechens wirkt nur im plastischen Bereich.

Daraus wird der „Separated Energy Approach“ $P_{W,foe}$ nach Glg. 4.19 abgeleitet:

$$P_{W,foe} = (\Delta W_e + c_p \cdot \Delta W_p) \cdot (\xi_f + \xi_{ox}) + (c_p \cdot \Delta W_p) \cdot \xi_c \quad (4.19)$$

Mit diesem Ansatz und der Berücksichtigung der einzelnen Belastungsarten sowie den damit verbundenen Kombinationen der Einflussfaktoren können bessere Ergebnisse bei der Abschätzung der Lebensdauer unter LCF- und TMF-Beanspruchung erreicht werden.

4.4 Temperaturwöhlerlinie

Die Arbeit von Winter [34] umfasst einen Vergleich unterschiedlicher Methoden zur Lebensdauerabschätzung von Gusseisen mit Verikulargrafit unter thermo-mechanischen Belastungen. Ausgehend von Messergebnissen eines umfangreichen Prüfprogramms werden die Lebensdauern mit unterschiedlichen Ansätzen ermittelt und gegenübergestellt. Bei den unterschiedlichen Lebensdaueransätzen handelte es sich um die Ansätze nach:

- Manson-Coffin
- Smith-Watson-Topper
- Ostergren
- „Unified Energy Approach“

Diese Gegenüberstellung zeigt für die ausgewerteten Versuche zwar eine geringe Streubreite, jedoch große Standardabweichungen. Daraus ergibt sich eine verfälschte Lebensdauerbewertung bei einer Extrapolation zu höheren Lastzyklenzahlen.

Die untersuchten Konzepte haben als wesentliche Eingangsparameter Spannungs- und Dehnungskennwerte der stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen herangezogen. Die Charakteristik des untersuchten Werkstoffs weist sich dadurch aus, dass der plastische Dehnungsanteil sehr gering ausgeprägt ist und wesentlich empfindlicher auf die ermittelten Lebensdauererkennungswerte reagiert. Zur Bewertung der thermo-mechanischen Last wird der Dehnungsbehinderungsfaktor K_{TM} als Verhältnis zwischen mechanischer und thermischer Dehnung nach Glg. 4.20 definiert.

$$K_{TM} = \frac{\epsilon_t^{me}}{\epsilon_t^{th}} \quad (4.20)$$

In Bauteilen herrschen neben unterschiedlichen Temperaturen auch unterschiedliche Steifigkeiten vor. Daraus resultieren unterschiedliche Antworten der Struktur auf thermische Lasten, was wiederum durch unterschiedliche Beanspruchungsfaktoren K_{TM} ausgedrückt werden kann. Daher ist für eine Lebensdauerbewertung eine Einbindung der Dehnungsbehinderung, speziell für einen Werkstoff, der auf eine solche Veränderung sehr sensibel reagiert, von essenzieller Bedeutung. Dahingehend hat Winter einen Ansatz definiert, der neben der Einspannbedingung die Maximaltemperatur zur Abschätzung der Lebensdauer unter thermo-mechanischer Belastung heranzieht.

Ausgehend von diesem Ansatz wurde eine neuerliche Lebensdauerbewertung durchgeführt, wobei das Streuband $T_{90\%}$ nochmals reduziert werden konnte. Zudem wurde eine logarithmische Standardabweichung nahe 1 berechnet, was eine sehr gute Grundlage zur Extrapolation der



Lebensdauer für höhere Lastwechsellniveaus entspricht. Die Auswertungen von Winter haben gezeigt, dass sich durch die Einbeziehung dieser beiden Größen eine Verbesserung des Streubands sowie der Standardabweichung erzielen lässt.

5 Aufbau und Bewertung eines Simulationsmodells

Um die in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse in weiterer Folge auch in der Praxis anwenden zu können, wurden bereits von Beginn an alle Simulationsarbeiten an einem einfachen Realbauteil verifiziert. Aus Gründen der Einfachheit diente eine Kupplungsscheibe, die mit einem Temperaturzyklus beaufschlagt wird, als Verifikationsbauteil. Basierend auf dieser Scheibe werden unterschiedliche Modellierungsvarianten und Netzfeinheiten gegenübergestellt, um die einzelnen Vor- und Nachteile der verschiedenen Vorgehensweisen zu beleuchten bzw. ein Optimum der Berechnungszeit zu ermitteln.

5.1 Verifikationsbauteil

Bei dem Verifikationsbauteil handelt es sich um eine Kupplungsscheibe, wie sie für gewöhnlich zur Kraftübertragung zwischen Motor und Getriebe in Lastkraftfahrzeugen zum Einsatz kommt. Die Abmessungen sind dabei bauteiltypisch gewählt und in Abb. 5.1 detailliert angeführt.

Ein häufig verwendeter Werkstoff für diese Art von Bauteilen ist perlitisches Gusseisen mit Lamellengrafit. Der Grafitanteil in diesem Legierungstyp ist lamellar ausgebildet, weshalb sich werkstofftypische Eigenschaften, die für die Spezifikation einer Kupplungsscheibe vorteilhaft sind, ergeben. So weist diese Werkstoffgruppe beispielsweise eine sehr gute Wärmeleitfähigkeit auf, die in der Literatur meist mit $\lambda = 48,5 [W/mK]$ bei $100 [^{\circ}C]$ angegeben ist [14]. Des Weiteren besitzt Gusseisen mit Lamellengrafit ausgezeichnete Dämpfungseigenschaften, was auf die plattenförmige Ausbildung des Kohlenstoffs zurückzuführen ist. Das Dämpfungsvermögen ist für Komponenten eines Kraftfahrzeugantriebsstrangs wesentlich, da diese durch große stoßartige Lasten, sowohl von Seiten der Verbrennungskraftmaschine als auch von der Fahrbahn, beansprucht werden. Zusätzlich lässt sich der Werkstoff sehr gut verarbeiten, wobei zusätzlich ein sehr großer Erfahrungsschatz hinsichtlich der Verarbeitungstechnologien vorliegt. Zuletzt runden sich die positiven Eigenschaften dieser Legierung mit einem geringen Preis ab, welcher für die heutige Produktentwicklung von essenzieller Bedeutung ist.

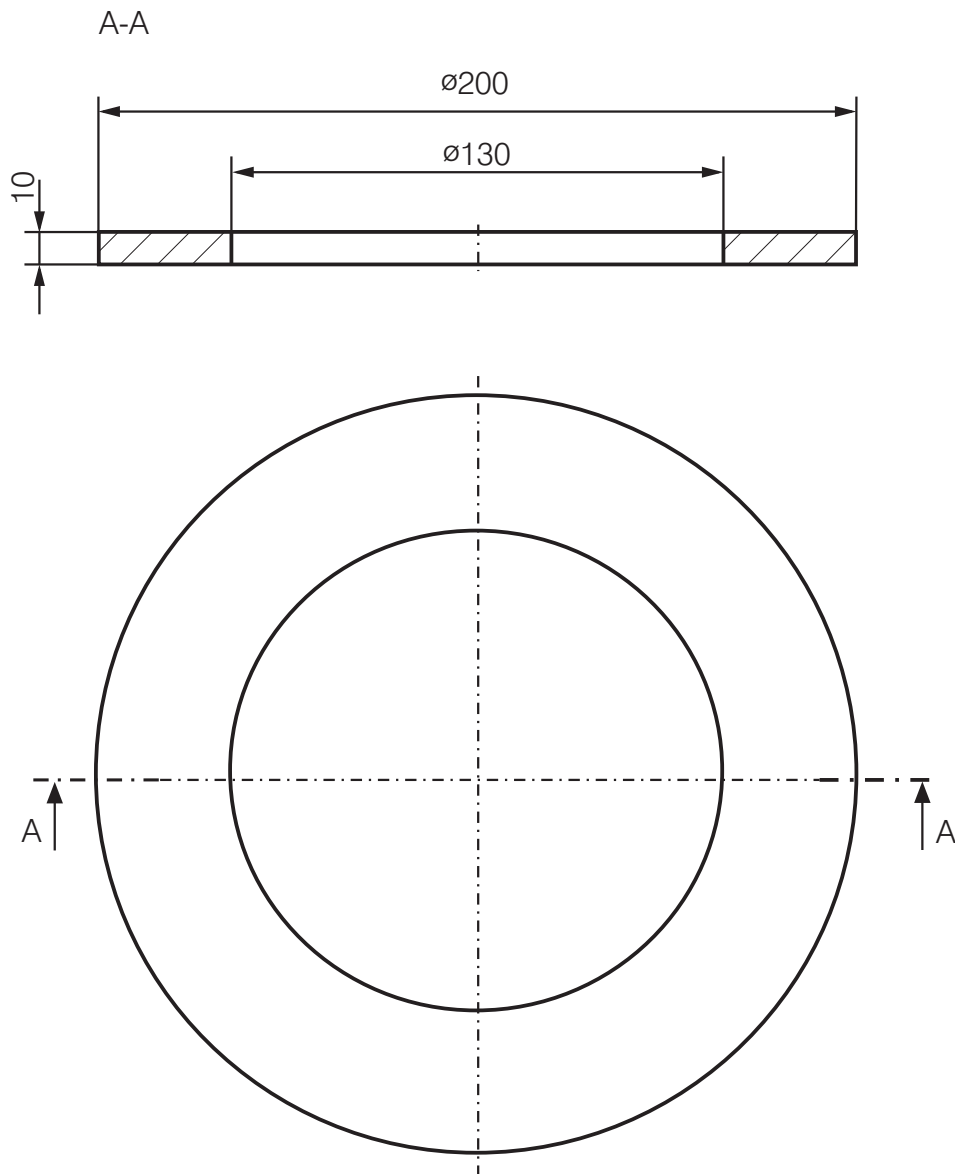


Abbildung 5.1: Abmessungen der untersuchten Kupplungsscheibe

5.2 Belastungssituation

Die größte Beanspruchung erfährt die Kupplung eines Kraftfahrzeuges beim Anfahren unter voller Last, wie es beispielsweise beim Losfahren eines Lastkraftwagens an einer Steigung gegeben ist. Befindet sich das Fahrzeug im Stillstand sind Schwungrad und Kupplungsscheibe voneinander getrennt und rotieren mit unterschiedlichen Drehzahlen. Die Drehzahl des Schwungrads entspricht dabei der Motordrehzahl, wohingegen die Kupplungsscheibe dieselbe Drehzahl wie die Getriebeeingangswelle, mit der sie meist mittels einer Kerbverzahnung verbunden ist, aufweist. Beim Anfahren wird die Kupplungsscheibe von der Anpressplatte gegen das Schwungrad gedrückt, wobei eine kraftschlüssige Verbindung zwischen Schwungrad über die Kupplungsscheibe, weiter über die Kupplungslamelle bis hin zur Getriebeeingangs-

welle geschaffen wird. Durch das Anpressen der Lamelle gegen die Kupplungsscheibe entsteht eine Reibkraft, welche eine Synchronisation der unterschiedlichen Drehzahlen zur Folge hat. Haben sich An- und Abtriebsseite an dasselbe Drehzahlniveau angepasst, das heißt, es besteht keine Relativbewegung zwischen den beiden Komponenten mehr, geht die zuvor aufgetretene Gleitreibung in eine Haftreibung über. Die verantwortliche Größe zur Übertragung eines Drehmoments von Motor auf Getriebe ist somit die entstehende Reibung zwischen den einzelnen Bauteilen der Kupplung. Ein Teil der Energie der Gleitreibung wird dabei in Wärme umgewandelt, was ein Aufheizen der beteiligten Komponenten zur Folge hat.

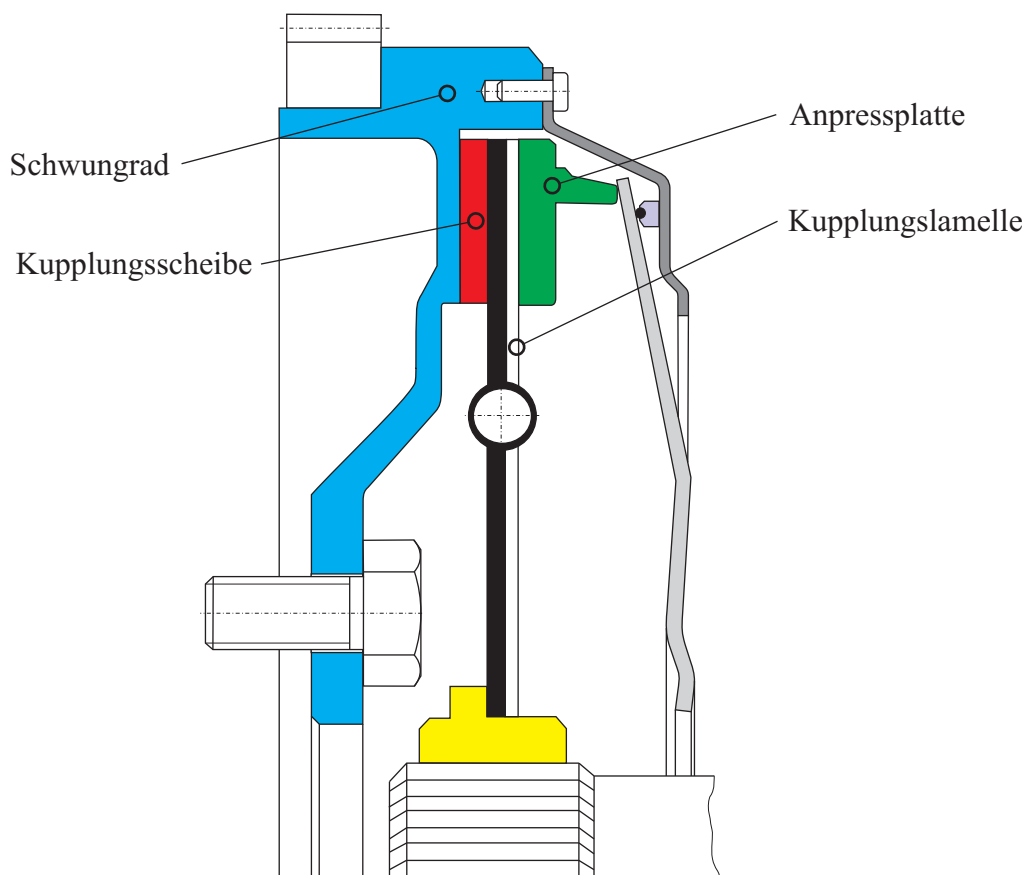


Abbildung 5.2: Schematischer Aufbau einer Einscheibenkupplung für Kraftfahrzeuge

Eine gängiges Prüfkriterium eines Kupplungselements ist aufgrund der Belastungssituation ein mehrmals, aufeinanderfolgendes Ertragen eines solchen Synchronisationszyklus. Damit werden die in der Praxis in langen Zeitperioden auftretenden Beanspruchungen in einem einfachen und kurzen Prüfzyklus zusammengefasst.

Für die in dieser Arbeit vorgenommenen Untersuchungen wird zur Simulation lediglich die ringförmige Kupplungsscheibe herangezogen. Diese wird mit zehn Temperaturzyklen beaufschlagt, wobei ein Zyklus aus einer fünf Sekunden langen Aufheiz- und einer 120-sekündigen Abkühlphase besteht. Der Temperaturverlauf an der Reibfläche der Kupplungsscheibe infolge dieses Belastungsszenarios ist in Abb. 5.3 grafisch dargestellt.

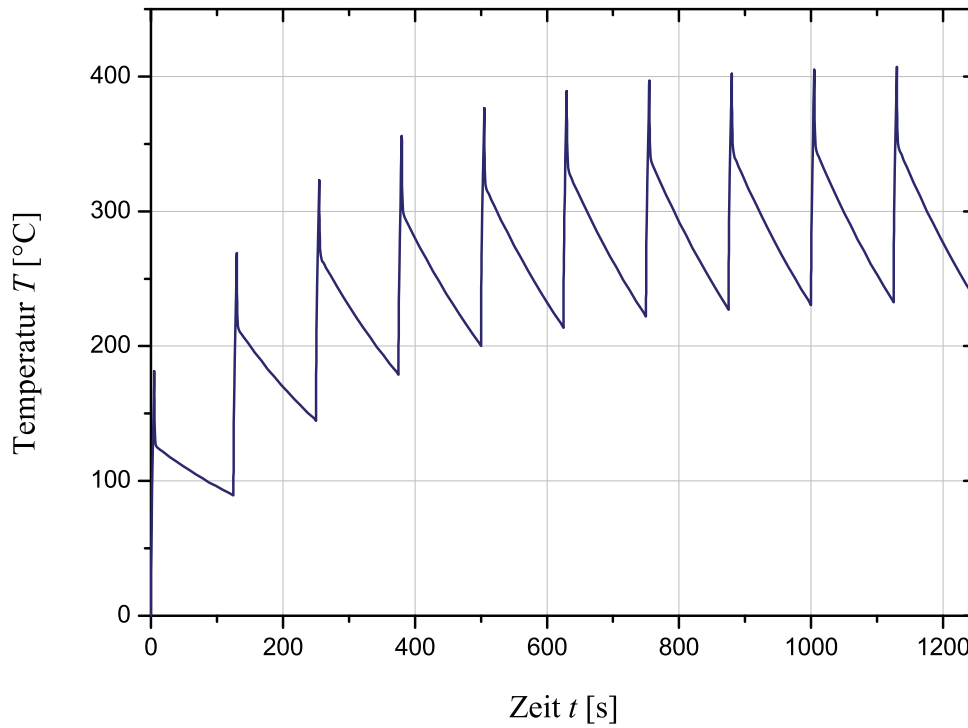


Abbildung 5.3: Belastungsverlauf der untersuchten Problemstellung

5.3 Aufbau Simulationsmodell

Bei der gewählten Problemstellung wird aufgrund der Energieeinbringung in Form von Wärme eine mechanische Last induziert. Die Simulationstechnik wird der Natur der Problemstellung angepasst und in eine thermische und mechanische Simulation getrennt. Das bedeutet, dass in einer ersten Simulation die Energie in Form einer Wärmestrahlung in die Struktur eingebracht wird, um die Temperaturverteilung in der Scheibe zu ermitteln. Das Ergebnis dieser Berechnung wird einer zweiten, mechanischen Simulation als *Predefined Field* vorgegeben, in welcher die mechanischen Auswirkungen der zyklischen Temperaturveränderungen berechnet werden. Für die erste Abschätzung der in der Struktur auftretenden Belastungen wird ein isotropes Materialmodell verwendet.

5.3.1 Ergebnisse der Simulation

Um die Rechenzeit der Simulation in einem akzeptablen Rahmen während der Erstellung der einzelnen Modelle zu halten, wird anfangs lediglich ein Zyklus, bestehend aus fünf Sekunden Aufheizen und 120 Sekunden Abkühlen, betrachtet. In Abb. 5.4 sind die Ergebnisse dieser Simulation dargestellt, wobei die Auswertung an einem Element an der aufgeheizten oberen Fläche in der neutralen Faser der Scheibe vorgenommen wird.

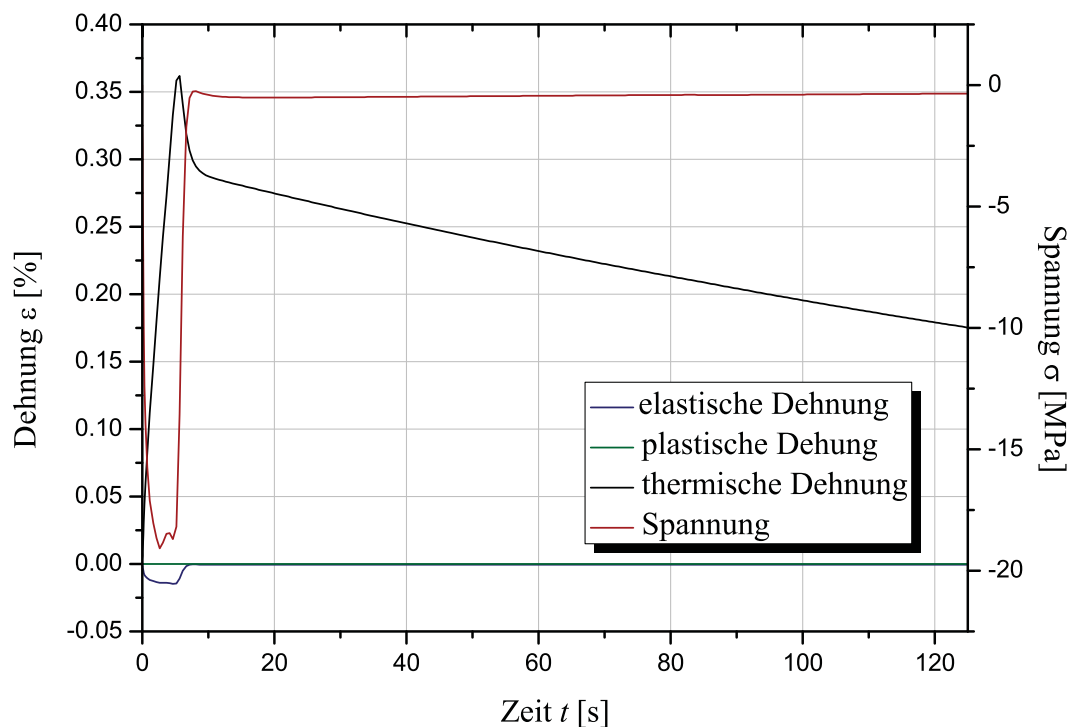


Abbildung 5.4: Berechnete Spannungs-, Dehnungs- und Temperaturwerte eines Zyklus

Der Belastungsverlauf zeigt, dass sich infolge der starken Temperaturzunahme mechanische Dehnungen, die wiederum mechanische Spannungen zur Folge haben, in der Struktur aufbauen. Als verantwortliche Größe zeigt sich dabei der Temperaturgradient über die Dicke der Scheibe. Durch den Aufheizvorgang werden die Elemente an der oberen Seite der Scheibe stark erwärmt und dehnen sich infolge dessen aus. Das darunter liegende Material weist noch ein wesentlich geringes Temperaturniveau und damit auch praktisch keine thermische Dehnung auf. Daher behindern die in tieferen Schichten liegenden, kühleren Elemente die darüber liegenden in ihrer Ausdehnung. Infolge dieser Behinderung entstehen mechanische Dehnungen, die wiederum in mechanischen Spannungen resultieren. In Abb. 5.5 ist die Temperaturverteilung in der Scheibe nach einer, fünf, acht und 120 Sekunden des Versuchsvorganges dargestellt. Das erste Bild zeigt die Temperaturverteilung nach einer Sekunde. Deutlich zu erkennen ist, dass sich über die Scheibendicke ein Temperaturgradient ausbildet und infolge dessen mechanische Belastungen auftreten (siehe Abb. 5.4). Dieser Temperaturgradient hat nach fünf Sekunden sein Maximum

gleichzeitig mit dem Ende der Aufheizphase erreicht. Hier tritt der größte Temperaturunterschied zwischen Scheibenober- und -unterseite auf. Zugleich wirken zu diesem Zeitpunkt die größten mechanischen Lasten in der Struktur. Entsprechend dem Prüfzyklus ist der Aufheißvorgang nach fünf Sekunden beendet. Aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs erfolgt eine rasche Homogenisierung der Temperatur im betrachteten Volumen, was zu einer Verminderung des Temperaturgradienten führt. In Abb. 5.5 c) ist die Temperaturverteilung nach acht Sekunden dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich die Temperaturverteilung bereits nach sehr kurzer Zeit vergleichmäßigt hat, weshalb der Temperaturgradient sehr gering ausgeprägt ist. Simultan mit der Abnahme des Temperaturgradienten erfolgt die Reduktion der mechanischen Belastungen, was einen rapiden Abfall der mechanischen Spannung und Dehnung zur Folge hat. Diese bauen sich bereits kurz nach Erreichen der Maximaltemperatur und somit gegen Ende der Aufheizphase nahe zu Null ab.

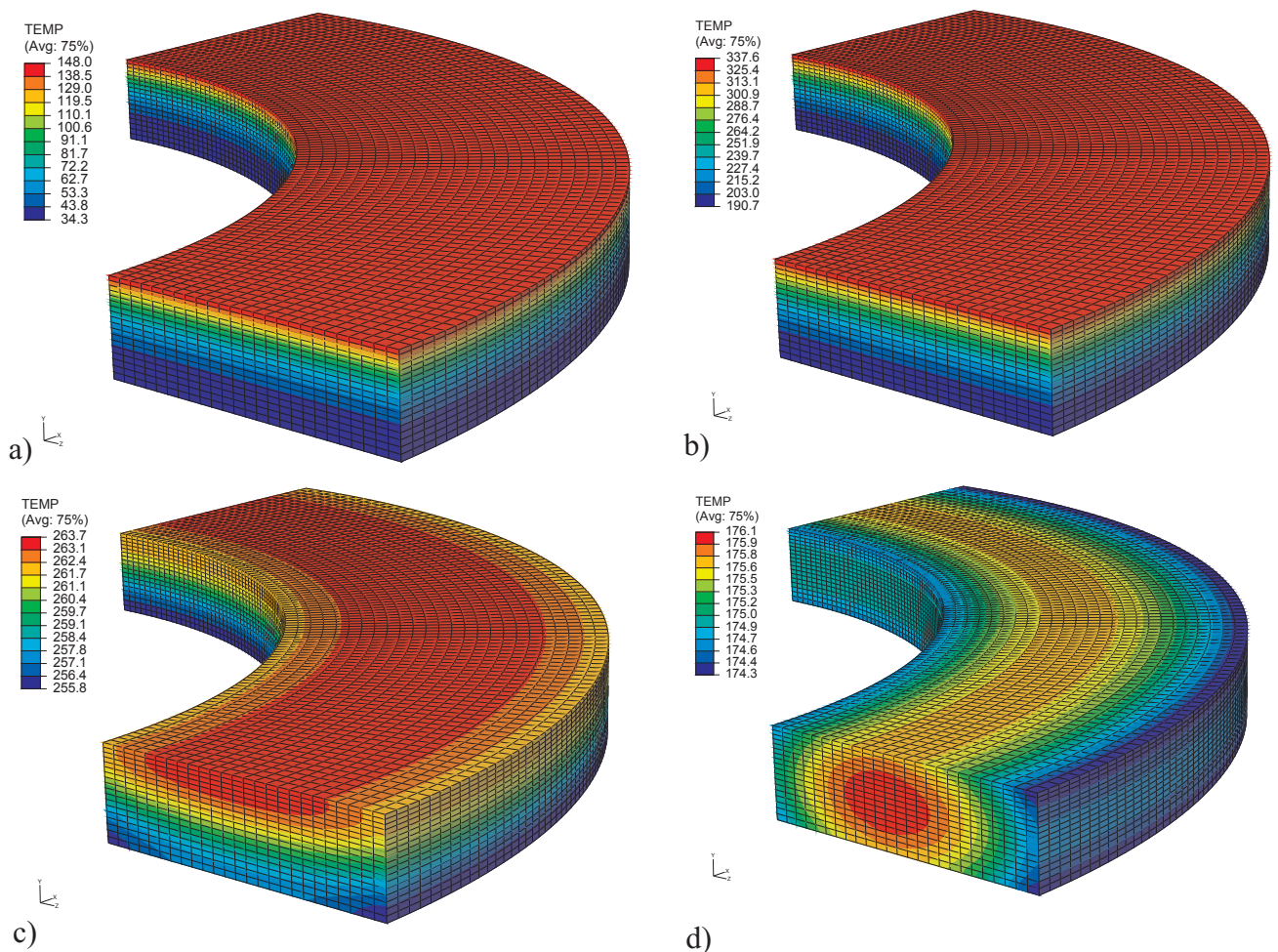


Abbildung 5.5: Temperaturänderung des Bauteils bei einem Zyklus

5.3.2 Modellierungsvarianten

Bei der betrachteten Problemstellung handelt es sich um ein symmetrisches Bauteil, weshalb die Simulation vereinfacht werden kann. Bei der richtigen Wahl der Randbedingungen führt eine viertelsymmetrische bzw. axialsymmetrische Modellierungsvariante zu den selben Simulationsergebnissen wie jene der vollen Scheibe. Dahingehend werden drei unterschiedliche Varianten bezüglich der Ergebnisse der Simulation, der Rechenzeit sowie der weiteren Anwendbarkeit gegenübergestellt. Bei den drei Modellen wird eine

- eine vollsymmetrische,
- eine viertelsymmetrische und
- eine axialsymmetrische

Variante, wie sie in Abb.5.6 dargestellt sind, untersucht und miteinander verglichen.

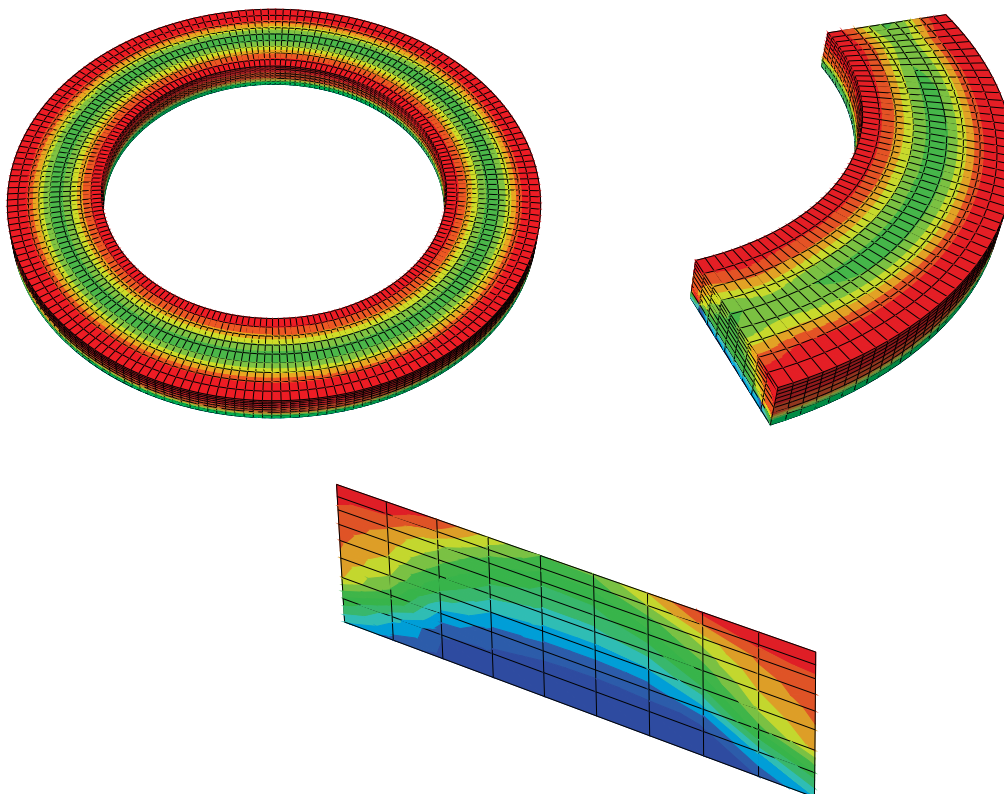


Abbildung 5.6: Unterschiedliche Modellierungsvariante der Problemstellung

Entscheidend für die Vereinfachung einer Geometrie ist, dass diese keine Verfälschung der Ergebnisse nach sich zieht. Die Resultate der verschiedenen Simulationmethoden sind dabei in

Tab. 5.1 zusammengefasst und gegenübergestellt. Wesentlich für eine aussagekräftige Gegenüberstellung von Ergebnissen ist der Vergleich gleichwertiger Elemente. Die Verifikation wird an einem Element an der beheizten Oberfläche, das in der neutralen Phase der Scheibe liegt, durchgeführt. Die gegenübergestellten Ergebnisse stellen Spannungs-, Dehnungs- und Temperaturwerte dar, wobei die vektoriellen Größen in tangentialer Richtung ausgewertet sind.

Ergebnisse	σ	ϵ^{me}	ϵ^{th}	Temperatur
Vergleichselemente	[MPa]	[-]	[-]	[°C]
Vollsymmetrische	-181,59	$1,04e^{-3}$	$3,55e^{-3}$	306,76
Viertelsymmetrische	-189,61	$1,06e^{-3}$	$3,67e^{-3}$	315,32
Axialsymmetrische	-175,14	$2,01e^{-3}$	$3,32e^{-3}$	281,50

Tabelle 5.1: Simulationsergebnisse der unterschiedlichen Modellierungsvarianten

Wie Tab. 5.1 entnommen werden kann, ist der Unterschied der Ergebnisse der einzelnen Modellierungsvarianten sehr gering. Die auftretenden Abweichungen sind auf die unterschiedlichen Elementtemperaturen zurückzuführen. Die Wärmeabfuhr wird bei einer Teilmodellierung nicht gleichwertig abgebildet, wodurch es zu abweichenden Elementtemperaturen kommt, die in weiterer Folge unterschiedliche Spannungs- und Dehnungswerte nach sich ziehen.

Der entscheidende Unterschied der verschiedenen Modellierungsvarianten ist die Elementanzahl und die damit verbundene Rechenzeit. Wird bei dem zweidimensionalen, axialsymmetrischen Modell lediglich der Querschnitt der Scheibe abgebildet, erfasst das viertelsymmetrische Modell das Problem räumlich und benötigt daher um die tangentiale Teilung mehr Elemente. Das Vollmodell ist wiederum ein Vielfaches des Viertelmodells, wobei dasselbe für die Elementanzahl gilt. Grundsätzlich gilt, je weniger Elemente, umso kürzer ist die benötigte Zeit für eine Finite Elemente Simulation. Dahingehend ist die axialsymmetrische Modellvariante zu bevorzugen. Jedoch erlaubt die Methode nicht die Möglichkeit der Einbindung einer Fehlstelle wie sie in weiterer Folge hinzugefügt wird. Deshalb wird für die weiteren Untersuchungen die viertelsymmetrische Modellvariante herangezogen, da diese einen optimalen Kompromiss zwischen akzeptabler Rechenzeit und konstruktiver Gestaltungsmöglichkeiten darstellt.

5.3.3 Untersuchung der Netzqualität

Die Elementanzahl des Simulationsmodells hat einen entscheidenden Einfluss auf die Ergebnisgenauigkeit. Die benötigte Rechenzeit steigt stark mit der Anzahl der verwendeten Elemente. Daher werden Simulationen mit unterschiedlicher Elementanzahl durchgeführt und die Ergebnisse bzw. Rechenzeiten der einzelnen Simulationen miteinander verglichen.

Bei der Untersuchung des Einflusses der Netzqualität werden fünf unabhängige Simulationen mit denselben Eingangsgrößen und Berechnungsparametern durchgeführt. Die Ergebnisse sowie die benötigten Rechenzeiten dieser Kalkulationen werden miteinander verglichen und gegenübergestellt. Tab. 5.2 enthält die einzelnen Netzqualitäten, deren Elemententeilung und -anzahl, wobei die zugehörigen Teilungsgrößen A, B und C in Abb. 5.7 erläutert sind.

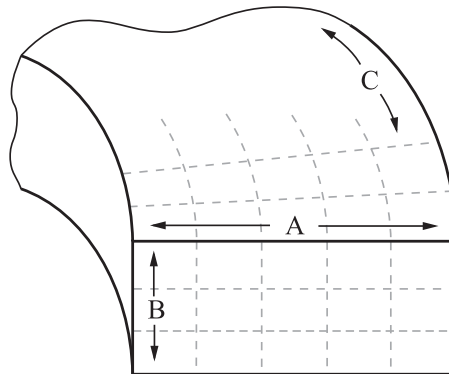


Abbildung 5.7: Elementteilung zur Bestimmung des Einflusses der Netzqualität

Element- verteilung	Elemente in Richtung			Elementanzahl [-]
	A	B	C	
Qualität I	3	4	10	120
Qualität II	5	6	25	750
Qualität III	9	8	50	3600
Qualität IV	15	12	75	13500
Qualität V	25	18	100	45000

Tabelle 5.2: Netzfeinheiten

Die Resultate dieser Simulationen sind in Abb. 5.8 zusammengefasst, bei der das berechnete Spannungsergebnis über die benötigte Simulationszeit aufgetragen ist. Bei den ausgewerteten Spannungsgrößen handelt es sich um die Tangentialspannungen eines in der neutralen Faser an der Scheibenoberfläche liegenden Elements. Zu beachten ist, dass die Zeitachse dieses Diagramms logarithmisch skaliert ist.

Aus Abb. 5.8 ist ersichtlich, dass sich das Ergebnis der Simulation ab einer Elementanzahl von ca. 3600 Elementen nicht mehr wesentlich verändert. Die Rechenzeit steigt dagegen dramatisch an, weshalb sich die optimale Elementanzahl für die untersuchte Problemstellung mit 3600 Elementen einstellt.

Einen weiteren wesentlichen Faktor hinsichtlich der Elementanzahl bei einer teilsymmetrischen Modellierungsvariante stellen Randeffekte dar. Infolge von Randbedingungen kommt es bei den mit Symmetriebedingungen auferlegten Außenseiten zu Ergebnisverfälschungen. Diese Fehler minimieren sich mit steigender Netzqualität und verlieren bei einer Elementanzahl von ca. 3000 Elementen an Bedeutung. Zur Visualisierung dieser Randeffekte sind die tangentialen Spannungen der Netzqualität *II* und *V* in Abb. 5.9 gegenübergestellt.

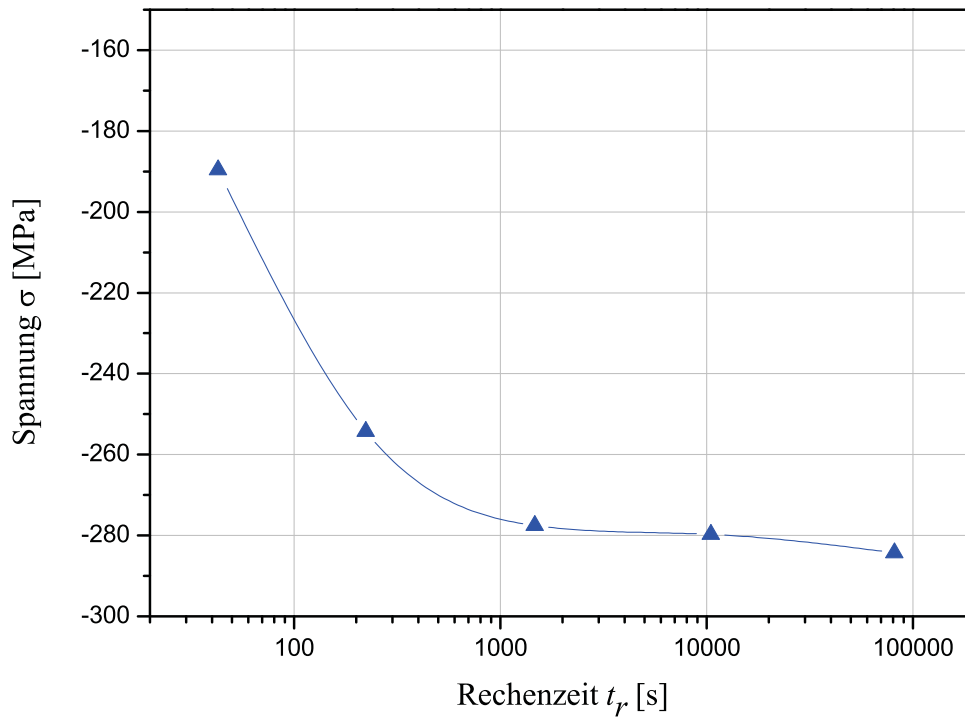


Abbildung 5.8: Tangentialspannung eines Vergleichselements über die benötigte Simulationszeit

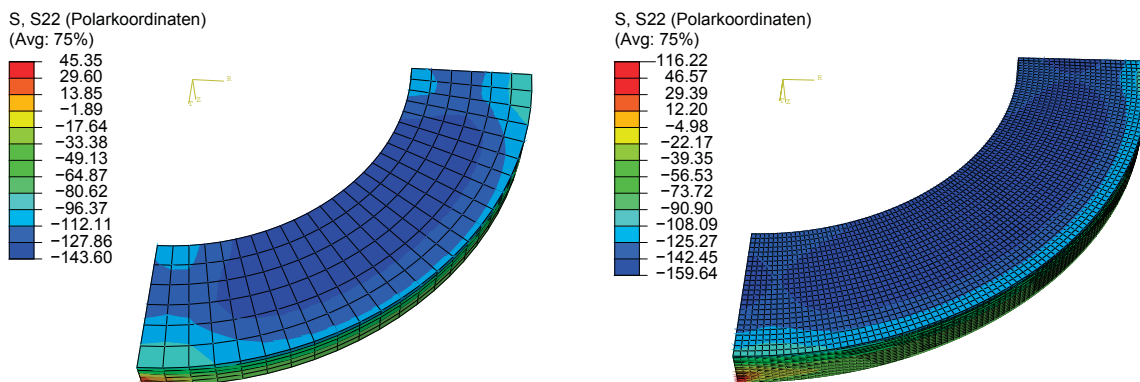


Abbildung 5.9: Einfluss der Netzqualität auf Randeffekte durch Symmetriebedingungen

6 Parametererstellung für das Combined Hardening Modell

Um die werkstofftypischen Eigenschaften von lamellarem Gusseisen mit dem erstellten Simulationsmodell abzubilden, wird das bisher verwendete konventionelle *isotrope* Werkstoffmodell durch das *nonlinear/isotropic-kinematic hardening model* ersetzt. Dafür werden eigens Parametersätze mit Hilfe von Berechnungsroutinen aus Versuchsdaten abgeleitet und in das bestehende Berechnungsmodell eingebunden. Weiterführend werden die Parameter erläutert, die Auswahl der Versuchsdaten, die Parametererstellung, die -anpassung sowie die Zusammenhänge zwischen den einzelnen Größen und die für diese Arbeiten erstellten Routinen erklärt.

6.1 Combined Hardening Model

Zur realitätsnahen Abbildung der Werkstoffeigenschaften des betrachteten Gusseisenwerkstoffs wird das *nonlinear isotropic/kinematic hardening model* herangezogen. Dieses Modell wird, wie bereits in Kapitel 3.3.4 erläutert, durch die drei Parameter $\sigma|_0$, C und γ beschrieben. Der Wert $\sigma|_0$ bezeichnet das Spannungsniveau, bei welchem der Werkstoff zu plastifizieren beginnt. Der Parameter C definiert den anfänglichen Verfestigungsmodul, der die Steigung der plastischen Kurve zu Beginn des Plastifizierungsprozesses widerspiegelt. Die Veränderung des Parameters C mit steigender plastischer Dehnung wird durch den Wert γ beschrieben. Durch die Beziehung nach Glg. 6.1 kann das plastische Verhalten des Werkstoffs mit den genannten Parametern über die plastische Dehnung abgebildet werden.

$$\sigma^0 = \sigma|_0 + \frac{C}{\gamma} \left(1 + e^{\gamma \bar{\epsilon}^{pl}} \right) \quad (6.1)$$

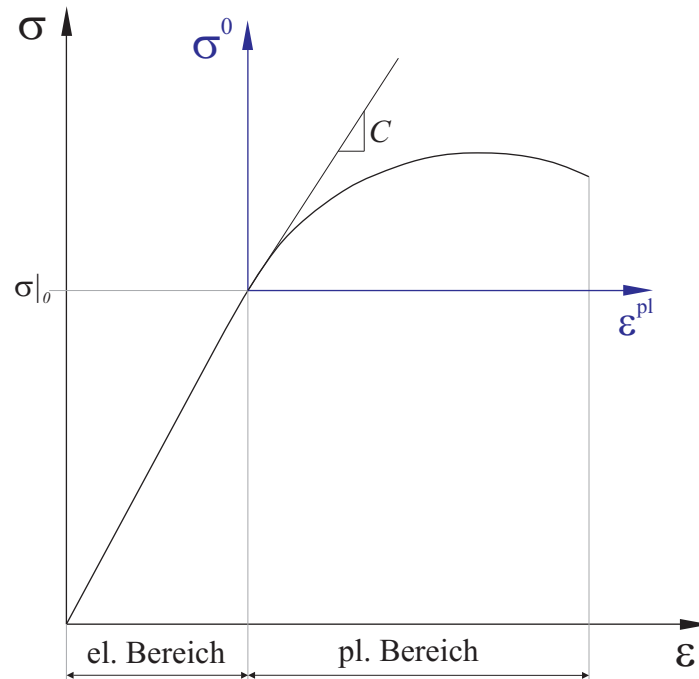


Abbildung 6.1: Parameterdefinition des *Combined Hardening Model*

6.2 Versuchsdaten

Als Datenbasis zur Bestimmung der Parameter $\sigma|_0$, C und γ werden Resultate von TMF-Versuchen der Out-of-Phase Prüfmethode herangezogen. Ausgehend von diesen Ergebnissen werden repräsentative Versuche ausgewählt, die zur Kalibrierung der einzelnen Parameter herangezogen werden. Die verwendeten Versuchsergebnisse sowie die dazugehörigen Randbedingungen sind in Tab. 6.1 zusammengefasst und aufgelistet. Wesentlich für die Auswahl der verwendeten Versuchsparameter ist die realitätsnahe Abbildung der Belastungssituation durch die verwendete Versuchsführung.

Versuchs- bezeichnung	ΔT	K_{TM}	Vergleichs- größe
	[°C]	[-]	
42-07	420	-0,75	Vergleich unterschiedlicher Dehnungsbehinderungen bei 420[°C]
42-08	420	-0,875	
42-10	420	-1	
44-07	440	-0,75	Vergleich einer Dehnungsbehinderung bei unterschiedlichen Temperaturen
46-07	460	-0,75	
40-07	400	-0,75	
38-07	380	-0,75	Vergleich unterschiedlicher Dehnungsbehinderungen bei 380[°C]
38-10	380	-1	
38-08	380	-0,875	

Tabelle 6.1: Randbedingungen der herangezogenen Versuche

Die Versuchsergebnisse der angeführten Prüfungen enthalten eine große Datenmenge, da sowohl die Spannung als auch die Dehnung und die Temperatur über die gesamte Versuchsdauer aufgezeichnet werden. Um diese Vielfalt an Daten zu reduzieren, werden zur Ableitung der einzelnen Parameter lediglich die Spannungs-Dehnungspfade bei halber Bruchschwingzahl herangezogen. Durch die Festlegung dieser Vorgehensweise wird sichergestellt, dass alle Versuche auf dieselbe Art und Weise aufbereitet werden. Des Weiteren wird damit verhindert, dass Einschwing- oder ähnliche Störeffekte, die zu Beginn eines Versuchs auftreten und zu einer Verfälschung von Ergebnissen führen können, ausgeschlossen werden. Somit werden lediglich die Hysteresekurven bei halber Bruchschwingzahl zur Parameterbestimmung $\sigma|_0$, C und γ für die einzelnen Belastungsszenarien herangezogen, wie sie beispielsweise in Abb.6.2 dargestellt ist.

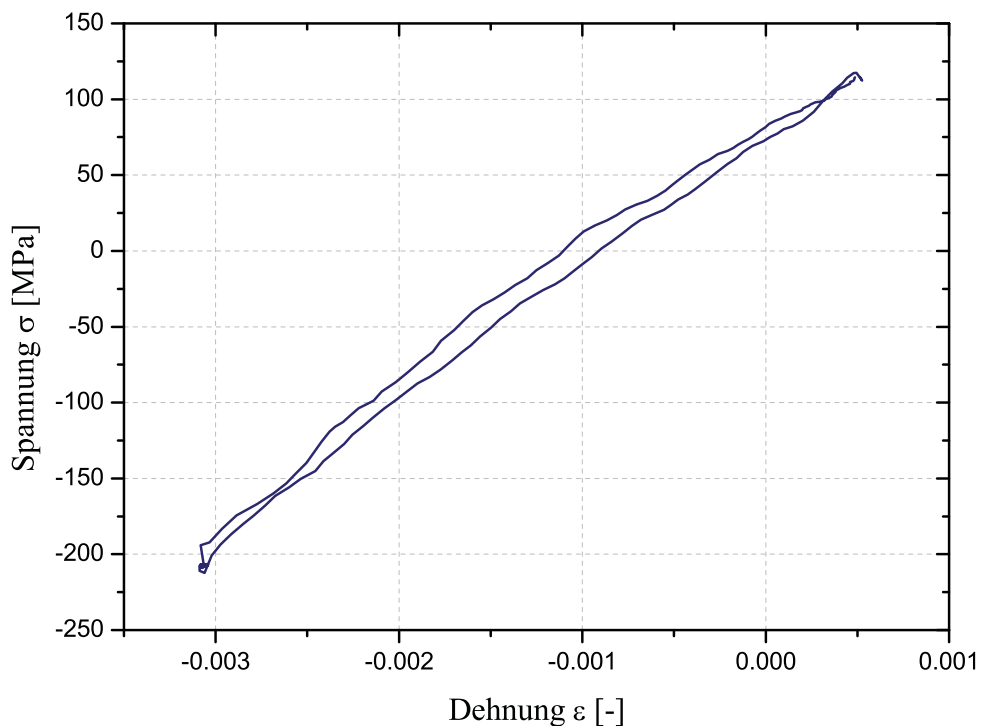


Abbildung 6.2: Messdaten aus TMF-Versuch für Versuchsführung 38-08

6.3 Messdatenaufbereitung

Die verwendeten Prüfergebnisse der angeführten Versuche werden in weiterer Folge mittels einer eigens erstellten *Matlab*® Routine für die weitere Bearbeitung aufbereitet. Dazu werden die Messdaten gefiltert, Störgrößen eliminiert und die Verläufe für eine sinnvolle Weiterverarbeitung aufbereitet.

6.3.1 Elimination von Störeinflüssen

Wie Abb. 6.2 entnommen werden kann, weisen die gemessenen Daten ein gewisses Rauschen auf, weshalb sie für eine weitere Verarbeitung geglättet werden müssen. Weiters müssen Störeffekte, die während der Haltezeit auftreten, eliminiert werden. Die TMF-Versuchsführung ist so gestaltet, dass die maximale Belastung für die Haltezeit konstant bleibt. Aufgrund der Versuchsführung und der Trägheit des Messsystems kommt es während der Haltezeit zum Streuen der Spannungs- und Dehnungswerte. Damit die beschreibenden Parameter anhand der Messdaten errechnet werden können, müssen diese Streueffekte mittels der Datenaufbereitung korrigiert und die Kurvenverläufe geglättet werden. Für diesen Vorgang müssen der Spannungs- und Dehnungsbereich, wie in Abb. 6.3 veranschaulicht, vorgegeben werden, in denen es zum Rauschen der Messdaten kommt. Die Routine erfasst alle in diesem Bereich enthaltenen Datenpunkte und berechnet daraus separat für Spannung und Dehnung die jeweiligen Mittelwerte. Der ermittelte Datenpunkt wird in weiterer Folge als repräsentative Größe für den angegebenen Wertebereich herangezogen.

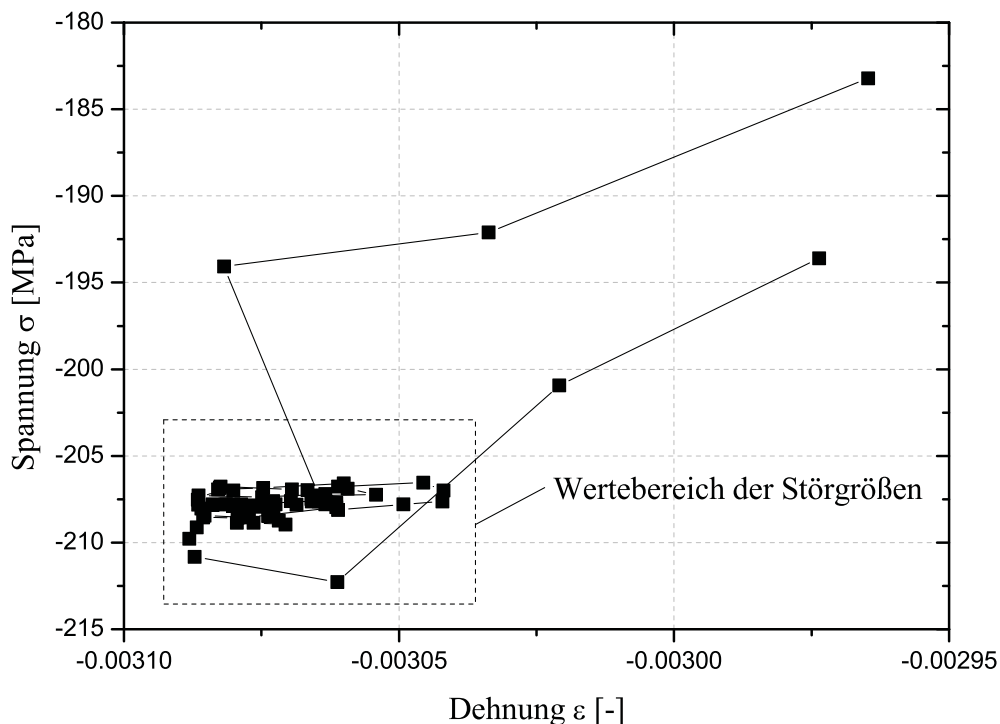


Abbildung 6.3: Störeffekte während der Haltezeit

6.3.2 Teilung der Messdaten in Belastungsrichtungen

Um den spezifischen Werkstoffeigenschaften von Gusseisen Rechnung zu tragen, werden die Messdaten hinsichtlich Zug- und Druckbereich unterteilt. Gusseisen mit Lamellengrafit weist im Druckbereich eine höhere Festigkeit als im Zugbereich auf, da es an den plattenförmigen Grafitinlagerungen unter Zugbeanspruchungen zur Ausbildung von Spannungsüberhöhungen kommt, die die Werkstofffestigkeit für diese Belastungsart reduziert. Auf die Festigkeit in Druckrichtung wirken sich die Grafitlamellen im Gegensatz dazu nicht negativ aus. Daher werden zwei separate Parametersets für die positive sowie für die negative Belastungsrichtung erarbeitet, um die belastungsabhängige Festigkeit des Werkstoffs zu berücksichtigen. Für die Umsetzung dieser Maßnahme ist es notwendig, die Wendepunkte aus den Messpunkten zu ermitteln. Diese werden durch eine Abfrage innerhalb der Routine abgehandelt, in welcher kontrolliert wird, ob sich die Spannungs- und Dehnungswerte zugleich vergrößern bzw. verringern. Abb. 6.4 enthält dazu erklärend einen schematischen Auszug von Datenpunkten im Bereich der Richtungsumkehr sowie ein vereinfachtes Codesegment zur Bestimmung des Wendepunkts.

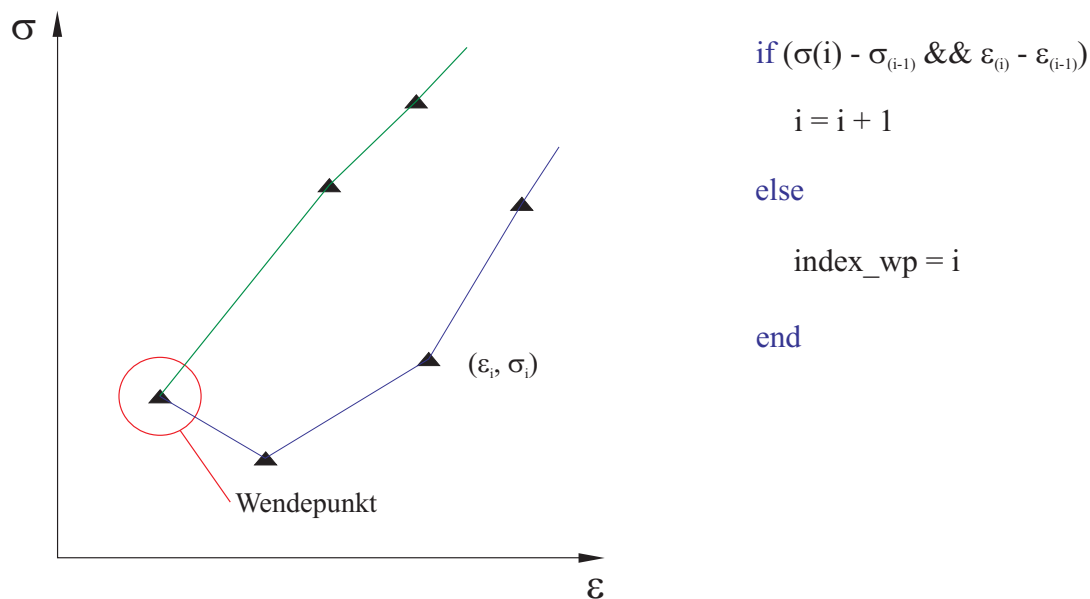


Abbildung 6.4: Prinzip zur Bestimmung des Wendepunkts

6.3.3 Ermittlung des elastischen und plastischen Anteils

Die unterschiedlichen Bereiche (Zug- und Druckbereich) müssen in elastische und plastische Anteile getrennt werden. Dazu werden innerhalb der *Matlab*[©] Routinen E-Modulwerte für die einzelnen Versuche vorgegeben. Anhand dieser vorgegebenen Werte errechnet die Routine mit dem *Hook'schen Gesetz* eine Gerade, die den elastischen Werkstoffbereich abbildet. Zur Berechnung der Geraden dienen die Dehnungswerte aus der Messung, weshalb die errechnete Gerade und die Messdaten für den elastischen Bereich deckungsgleich sind. Die Grenze zwischen linear elastischem und plastischem Bereich wird durch die Abweichung der Messdaten von der

Geraden ermittelt. Überschreitet der Fehler zwischen vorgegebener Geraden und gemessenen Werten einen voreingestellten Wert, kann davon ausgegangen werden, dass der Werkstoff beginnt sich plastisch zu verformen und der Bereich der linearen Elastizität überschritten ist. Zum besseren Verständnis ist diese Vorgehensweise in Abb.6.5 grafisch veranschaulicht.

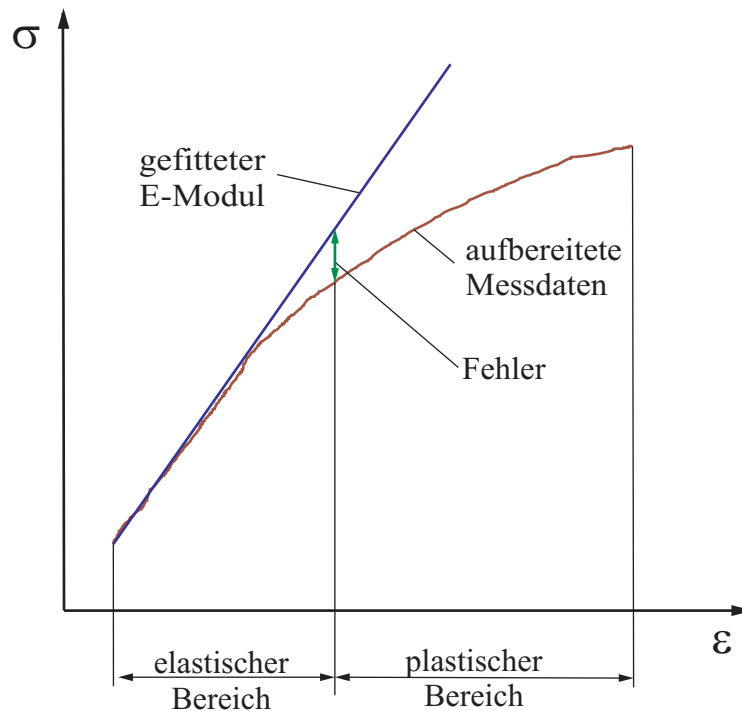


Abbildung 6.5: Unterteilung der Messdaten in linear elastischen und plastischen Anteil

Mit diesen Maßnahmen können die Messdaten aufbereitet und gefiltert werden, sodass die essentiellen Informationen für die Parameterberechnung bereitgestellt sind. Bei den verwendeten Versuchsführungen wird darauf geachtet, dass die Randbedingungen der Versuchsführung jenen in realen Bauteilen nahekommen.

Die aufbereiteten Daten für den Versuch 38-08 sind in Abb. 6.6 dargestellt. Das Diagramm enthält die Hysterese dieses Versuchs mit den erwähnten Randbedingungen bei halber Bruchschwingspielzahl, unterteilt in die unterschiedlichen Bereiche zur weiteren Parameterbestimmung.

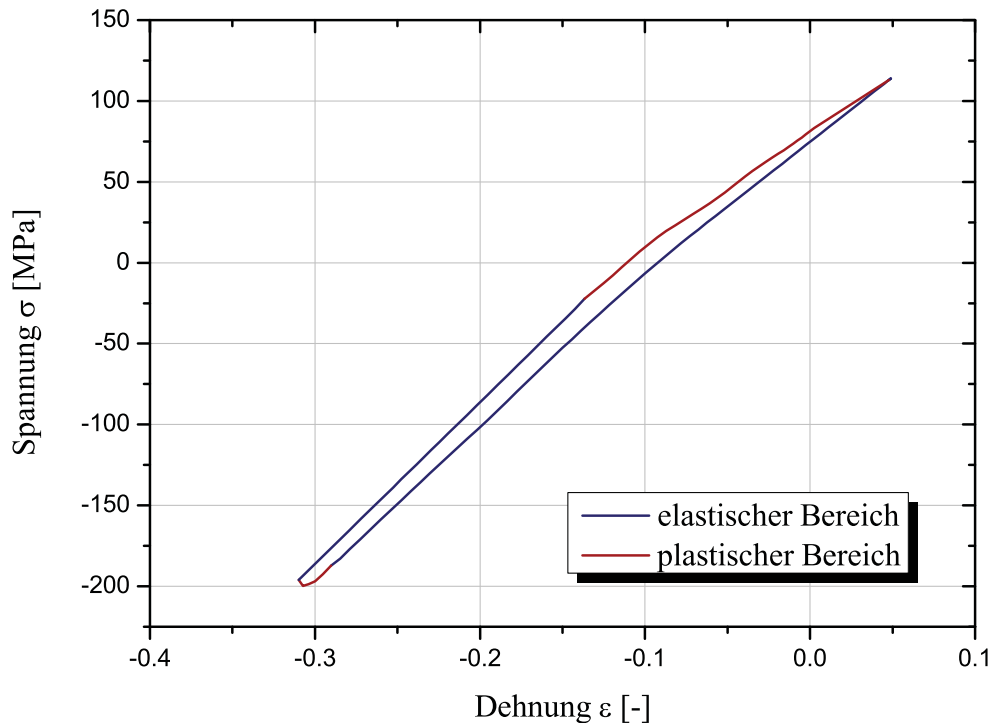


Abbildung 6.6: Aufbereitete Messdaten für Versuch 38-08

6.4 Bestimmung der Werkstoffparameter

Mit derselben Routine werden aus den Daten des plastischen Bereichs der beiden Belastungsrichtungen die jeweiligen Parameter $\sigma|_0$, C und γ berechnet. Als Basis dieser Routine dient die in *Matlab*[®] implementierte Funktion *fminsearch*, die als vielfach verwendetes Optimierungswerkzeug eingesetzt wird [20]. Die Funktion *fminsearch* lokalisiert das Minimum einer von mehreren Variablen abhängigen skalaren Funktion, was generell als uneingeschränkte, nichtlineare Optimierung bezeichnet wird. Als Basiswerte dienen die im Versuch ermittelten Spannungs- und Dehnungswerte. Durch ein interaktives Verfahren werden die gesuchten Parameter solange angepasst, bis schließlich eine minimale Abweichung zwischen den vorgegebenen Spannungs-Dehnungswerten und den mittels der Parameterfunktion nach Glg. 6.1 errechneten Werten erreicht ist.

In Abb. 6.7 sind der Spannungs-Dehnungs-Pfad der Messung des Versuchs 38-08 sowie die, mit der für diesen Verlauf bestimmten Parametern, berechnete Plastizitätskurve für den positiven Belastungszustand dargestellt. Wie der Grafik entnommen werden kann, sind die beiden Kurven nahezu deckungsgleich, wodurch die Genauigkeit des ermittelten Parametersatzes verdeutlicht wird. Des Weiteren sind die für diese Versuchsführung ermittelten Parameter in Tab. 6.2 anschaulich zusammengefasst.

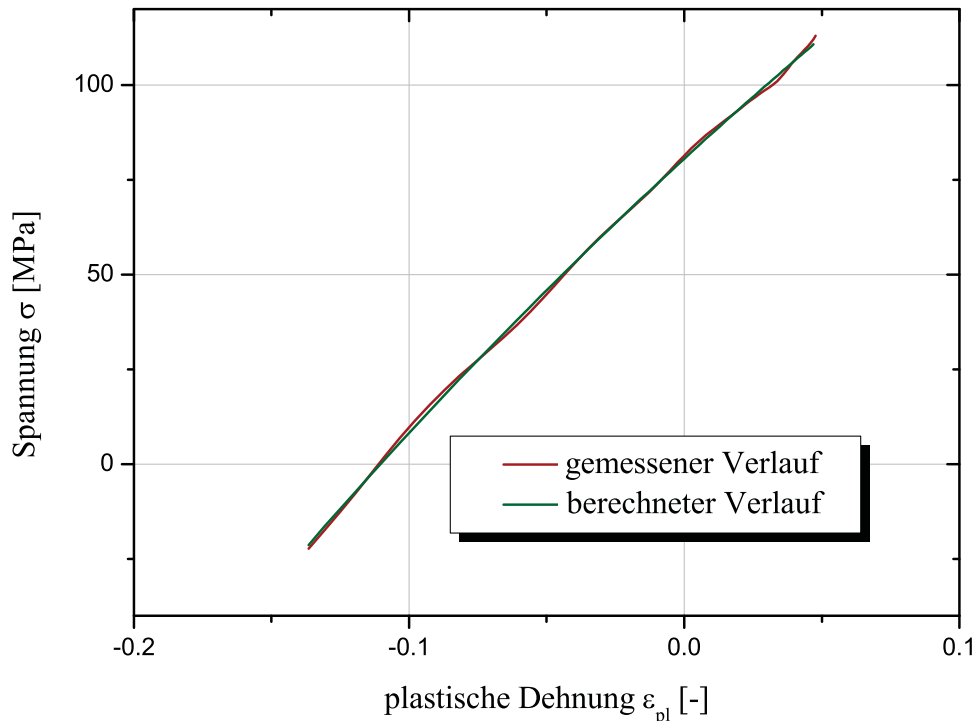


Abbildung 6.7: Gegenüberstellung der Parameter an den Messdaten des Versuchs 38-08

Versuchs- führung <i>N18</i>	σ_0 [MPa]	C [MPa]	γ [-]
Druckbereich	120	3787	3673
Zugbereich	234	8789	9876

Tabelle 6.2: Berechneter Parametersatz der Versuchsführung 38-08

6.5 Anpassung der Parameter

Im Anschluss an die Parameterbestimmung erfolgt eine Verifikation der einzelnen Sets durch eine Gegenüberstellung von Spannungs-Dehnungs-Daten, die zum Einen im Versuch ermittelt und zum Anderen mittels Simulation errechnet werden. Durch den Vergleich dieser Daten ist eine qualitative Bewertung möglich, da sich im Idealfall keine Abweichung zwischen den berechneten und simulierten Daten einstellt.

Die zur Verifizierung verwendete Simulation wird an einem würfelförmigen Einheitselement durchgeführt, an dem die im Versuch auftretenden Lasten nachgebildet werden. Der Einheitswürfel wird an zwei Seiten, entsprechend der vorgegebenen Dehnungsbehinderung, in seiner Ausdehnung behindert. Zugleich wird mit einem *Predefined Field* Wärmeenergie in das Element eingebracht. Entsprechend der Dehnungsbehinderung durch die Randbedingungen und

der eingebrachten Wärme stellt sich, wie auch im Versuch, eine Spannungs-Dehnungsantwort ein.

Damit bei der Simulation eine Unterscheidung zwischen Zug- und Druckbelastung möglich ist, ist eine eigene *User Subroutine* zur Bestimmung der Belastungsrichtung entwickelt worden. Eine *User Subroutine* ist ein vom Benutzer erstellter Code, mit welchem dem Finite Elemente Solver zusätzliche Bedingungen, beispielsweise die Auswahl vordefinierter Materialdaten, für die Simulation vorgeschrieben werden können. Durch die Implementierung der erstellten *User Subroutine* wird sichergestellt, dass das Parameterset abhängig von der Belastungsrichtung gewählt wird und somit die werkstofftypischen Eigenschaften von Gusseisen berücksichtigt werden.

6.6 Qualitative Bewertung der ermittelten Parameter

Mit Hilfe des Einheitswürfel-Simulationsmodells kann die Qualität der erstellten Parameter verifiziert werden, da die Ergebnisse der Simulation aufgrund derselben Belastungssituation den im Versuch gemessenen Spannungs-Dehnungsverläufen entsprechen müssen. Treten zwischen den Ergebnissen der Simulation und des Versuchs dennoch Abweichungen auf, ist mit Hilfe dieses Simulationsmodells eine Verbesserung der Parametersets durch Änderungen bei den einzelnen Parametern möglich. So kann beispielsweise eine Vergrößerung des plastischen Dehnungsanteils durch Verringerung des Wertes von $\sigma|_0$ erreicht werden. Durch den Vergleich zwischen Versuchs- und Simulationsdaten werden die Parametersets soweit verfeinert, dass für alle ermittelten Datensätze die Abweichung zwischen Versuch und Simulation unter 10% liegen.

Um die Qualität der ermittelten Parameter abzuschätzen, wurden die aus den Versuchsdaten ermittelten plastischen Dehnungsschwingbreiten jenen in der Simulation ermittelten gegenüber gestellt. Die plastischen Dehnungsschwingbreiten stellen eine berechtigte Vergleichsgröße dar, da viele Lebensdaueransätze diese als essenzielle Eingangsgröße nutzen. In Abb. 6.8 sind die aus dem Versuch und aus der Simulation bestimmten plastischen Dehnungsanteile für das Dehnungsbehinderungsniveau $K_{TM} = -0,75$ gegenübergestellt. Wie der Grafik entnommen werden kann, korrelieren beide Kurven in einem sehr hohen Maß, was für eine außerordentlich gute Qualität der einzelnen Parametersätze spricht.

6.7 Parameterfunktionen

Für die Bestimmung weiterer Parametersätze durch Interpolation aus den bestehenden Daten ist ein deutlicher Zusammenhang zwischen den abgeleiteten Werten in Form einer Funktion zu erstellen. Solche Zusammenhänge können für alle Größen ermittelt werden. Mit den abgeleiteten Beziehungen können Parameter für beliebige Temperaturen bestimmt werden.

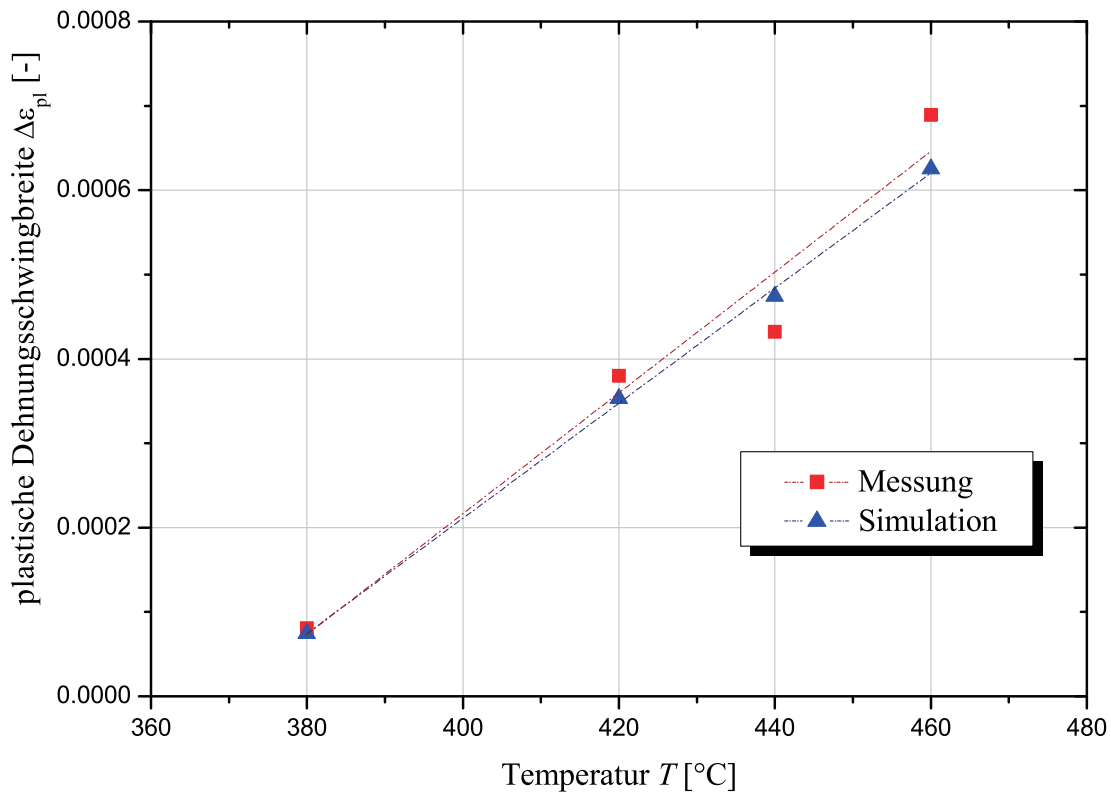


Abbildung 6.8: Vergleich der plastischen Dehnungsanteile der Simulation und des Versuchs

Grundsätzlich ergibt sich für alle Parameter ein linearer Zusammenhang über die Temperatur, wobei sich die Dehnungsbehinderung durch eine Änderung der Steigung und einer Verschiebung zu höheren bzw. niedrigeren Wertenniveaus niederschlägt. Daher werden für die einzelnen Größen lineare Beziehungen, basierend auf den Werten der Dehnungsbehinderung $K_{TM} = -0,75$, erstellt. Zur Ermittlung der Parameter anderer Dehnungsbehinderungen werden multiplikative Korrekturfaktoren ermittelt. Die Wahl der Basiswerte auf dem Niveau $K_{TM} = -0,75$ wird damit begründet, dass auf diesem Niveau die meisten Versuchsdaten vorhanden sind.

6.7.1 Parameterfunktion $\sigma|_0$

Bei der separaten Gegenüberstellung der Parameter $\sigma|_{0Zug}$ bzw. $\sigma|_{0Druk}$ hat sich kein eindeutiger Trend hinsichtlich der einzelnen Versuchsführungen erkennen lassen. Ein Vergleich der Summen dieser Größen folgt jedoch nahezu einen linearen Zusammenhang eines Parametersatzes über die Temperatur. Wie Abb. 6.9 entnommen werden kann, ändert sich, abhängig von der Dehnungsbehinderung K_{TM} , die Steigung dieser Geraden, bzw. verschiebt sie sich mit zunehmender Dehnungsbehinderung zu höheren Werten. Mittels der Beziehung nach Glg. 6.2 kann dieser Zusammenhang abhängig von der Temperatur beschrieben werden. Dabei stellen die Größen F_k und F_d Korrekturfaktoren dar, die den Einfluss der Dehnungsbehinderung berücksichtigen. Für

die untersuchten Dehnungsbehinderungsniveaus werden diese Faktoren berechnet und in Tab. 6.3 zusammengefasst.

$$\Sigma\sigma|_0 = -0,437 \cdot T \cdot F_k + 448,42 \cdot F_d \quad (6.2)$$

Korrekturfaktoren $\Sigma\sigma _0$	F_k	F_d
	[-]	[-]
$K_{TM} = -0,75$	1	1
$K_{TM} = -0,875$	-0,8	0,3947
$K_{TM} = -1$	-0,7429	0,4404

Tabelle 6.3: Korrekturfaktoren für den Zusammenhang $\Sigma\sigma|_0$

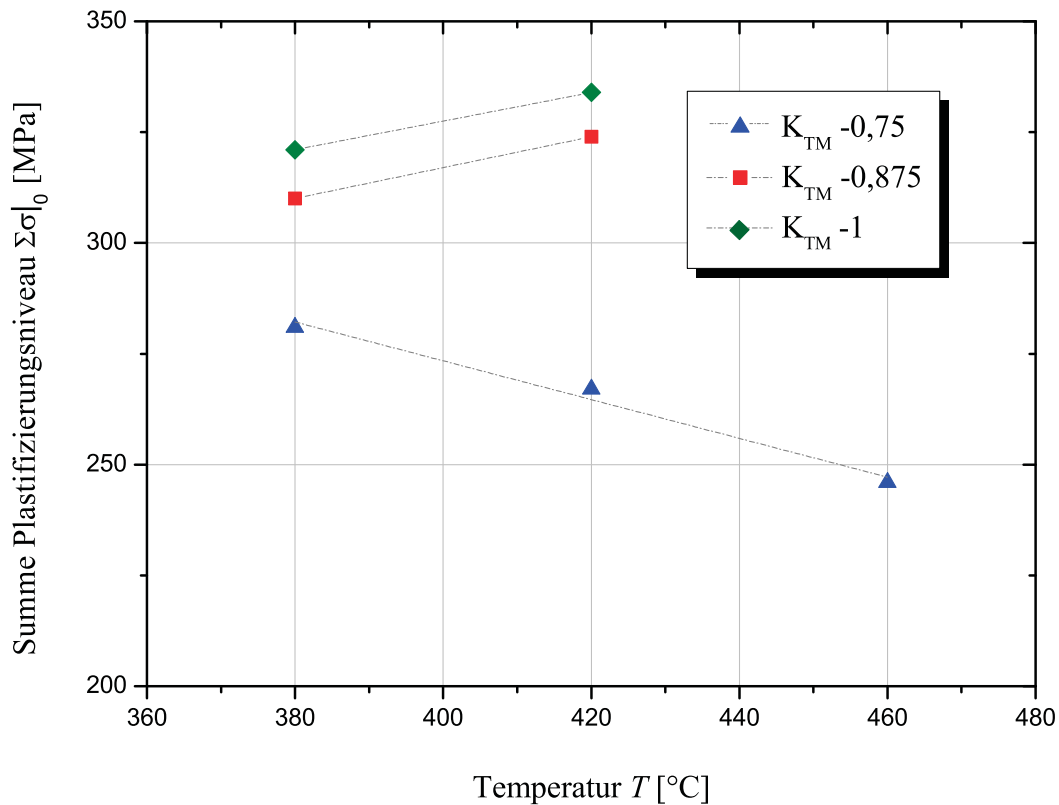


Abbildung 6.9: Zusammenhang des Parameters $\Sigma\sigma|_0$

Für die anteilige Aufteilung von $\sigma|_{0Zug}$ und $\sigma|_{0Druck}$ aus der Summe dieser beiden Werte, lässt sich keine eindeutige Tendenz erkennen. Grundsätzlich soll sich diese Aufteilung an die prozentuelle Aufteilung benachbarter Werte orientieren, was sich für das hier abgeleitete Modell als äußerst hilfreich erwiesen hat. In weiterer Folge werden die so ermittelten Werte $\sigma|_{0Zug}$ und $\sigma|_{0Druck}$ mit Hilfe des zuvor beschriebenen Einheitswürfels entsprechend angepasst.

6.7.2 Parameterfunktion C

Die Parameter C werden für die unterschiedlichen Belastungsrichtungen getrennt betrachtet. Beide Male beschreiben sie, wie in Abb. 6.10 dargestellt, eine Gerade. Der Einfluss der Dehnungsbehinderung wird mit multiplikativen Korrekturfaktoren berücksichtigt. Der Zusammenhang kann somit durch Glg. 6.3 bzw. Glg. 6.4 jeweils für den Zug- und Druckbereich beschrieben werden.

$$C_{Zug} = (-87.143 \cdot T + 93286) \cdot F_{CZug} \quad (6.3)$$

$$C_{Druck} = (-1.8757 \cdot T + 1913.4) \cdot F_{CDruck} \quad (6.4)$$

Wie auch zur Berechnung der Werte von $\sigma|_0$ werden die Korrekturfaktoren für die betrachteten Dehnungsbehinderungsniveaus $K_{TM} = -0,875$ und $K_{TM} = -1$ berechnet und in Tab. 6.4 zusammengefasst.

Korrekturfaktor C	C_{Zug}		C_{Druck}	
	$K_{TM} -0,87$	$K_{TM} -1$	$K_{TM} -0,87$	$K_{TM} -1$
	0,987	0,966	1,13	1,187

Tabelle 6.4: Korrekturfaktoren für den Zusammenhang γ

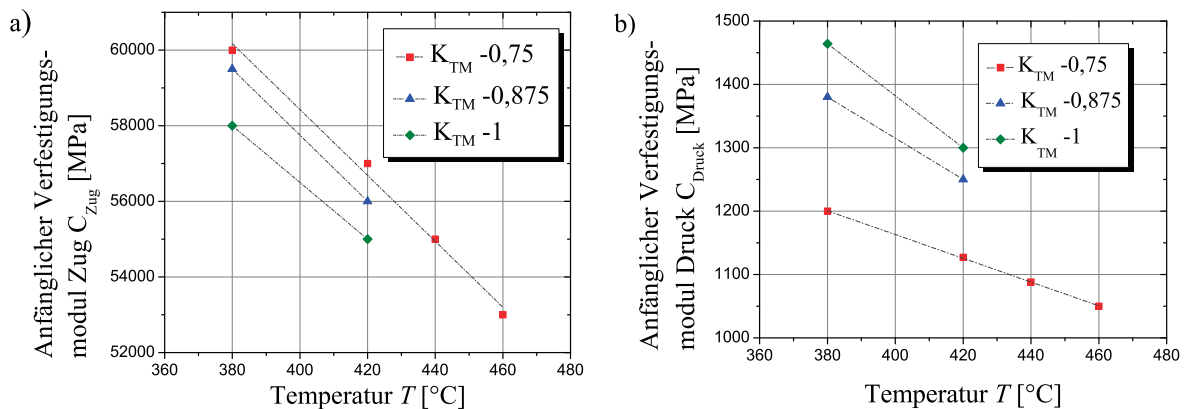


Abbildung 6.10: Zusammenhang der Parameter C_{Zug} (a) und C_{Druck} (b)

6.7.3 Parameterfunktion γ

Wie schon der Parameter C wird auch der Parameter γ jeweils für den Zug- und den Druckbereich getrennt betrachtet. Wiederum kann ein linearer Zusammenhang dieser Größen auf einem konstanten Dehnungsbehinderungsniveau festgestellt werden. Die Zusammenhänge sind in Abb. 6.11 grafisch aufbereitet und können durch die Beziehungen nach Glg. 6.5 und Glg. 6.7 mathematisch beschrieben werden. Die Dehnungsbehinderung wird auch hier mit einem multiplikativen Korrekturfaktoren berücksichtigt, wie in Tab. 6.5 zusammengefasst ist.

$$\gamma_{Zug} = (1,1286 \cdot T - 177,14) \cdot F_{\gamma_{Zug}} \quad (6.5)$$

$$\gamma_{Druck} = (185,5 \cdot T + 68170) \cdot F_{\gamma_{Druck}} \quad (6.6)$$

Korrekturfaktor γ	γ_{Zug}		γ_{Druck}	
	$K_{TM} - 0,87$	$K_{TM} - 1$	$K_{TM} - 0,87$	$K_{TM} - 1$
		0,963	0,915	0,861

Tabelle 6.5: Korrekturfaktoren für den Zusammenhang γ

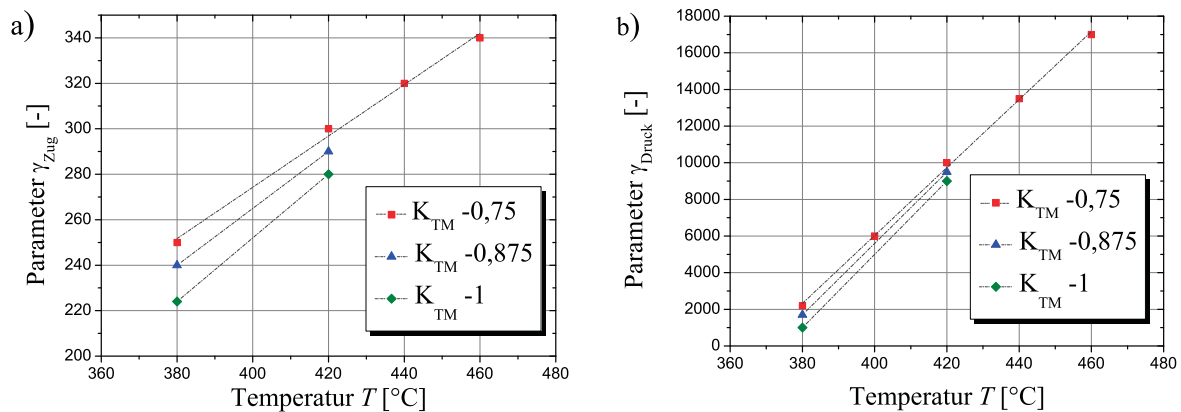


Abbildung 6.11: Zusammenhang der Parameter γ_{Zug} (a) und γ_{Druck} (b)

6.7.4 Abhängigkeit des E-Moduls

Neben den Parametern $\sigma|_0, C$ und γ spielt auch der E-Modul hinsichtlich des Werkstoffmodells eine wesentliche Rolle. Der E-Modul definiert neben der Steifigkeit eines Werkstoffs auch sein Verhalten im linear elastischen Bereich, in dem es durch das *Hook'sche Gesetz* beschrieben wird. Der Einfluss des E-Moduls auf die Parameteranpassung lässt sich durch die Wahl der im Versuch ermittelten Dehnungswerte als Anhaltspunkt erklären. Durch die Variation des Moduls lässt sich beispielsweise der plastische Dehnungsanteil stark beeinflussen. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Gesamtdehnungsamplitude durch die eingebrachte Wärmemenge vordefiniert und somit unabhängig vom E-Modul ist. Im Unterschied dazu hat der Elastizitätsmodul einen wesentlichen Einfluss darauf, ab welchem Dehnungswert das Plastifizieren einsetzt, da die Spannung mit der Beziehung des *Hook'schen Gesetzes*

$$\sigma = \frac{E}{\varepsilon} \quad (6.7)$$

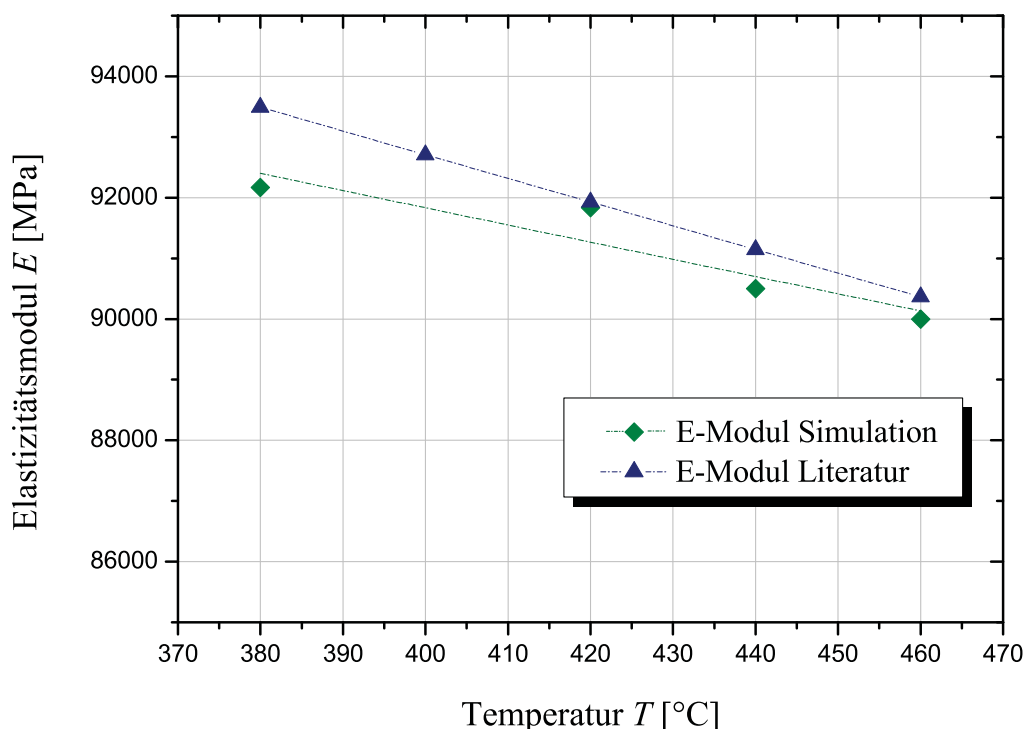


Abbildung 6.12: Gegenüberstellung des Zusammenhangs Elastizitätsmodul-Temperatur zwischen Simulation und Literatur

definiert ist. Wird ein geringerer Elastizitätsmodul vorgegeben, ist die Gerade des elastischen Bereichs wesentlich flacher und Plastifizieren tritt erst bei größeren Dehnungen auf. Das be-

deutet zu gleich aber auch, dass sich der elastische Dehnungsanteil vergrößert. Daher ist es wesentlich, dass der Elastizitätsmodul bei der Parameteranpassung korrekt gewählt wird.

In Abb. 6.12 ist der für die einzelnen Parameteranpassungen herangezogene Elastizitätsmodul dem in der Literatur vorgeschlagenen gegenübergestellt. Wie der Abbildung entnommen werden kann, stimmen sich die für die Simulation herangezogenen Werte sehr gut mit jenen der Literatur überein.

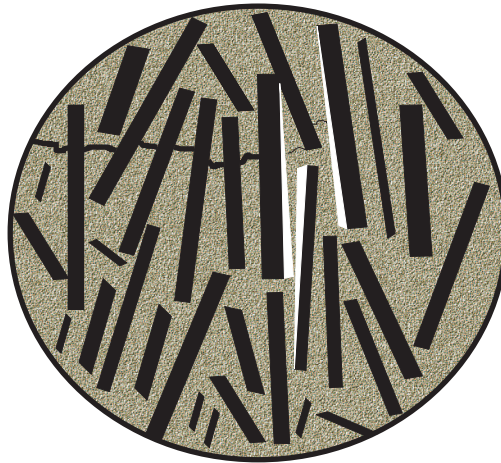


Abbildung 6.13: Symbolische Darstellung des Risswachstums in lamellarem Gusseisen

Tendenziell ist der für die Simulation verwendete Elastizitätsmodul stets geringer als jener der Literatur. Diese Tatsache lässt sich darauf zurückführen, dass für die Parameteranpassung lediglich eine charakteristische Hysterese pro Versuchsführung herangezogen wird. Um Einschwingvorgänge und ähnliche Effekte bei der Anpassung unberücksichtigt zu lassen, werden die Hysteresen bei halber Bruchschwingspielzahl zur Kalibrierung herangezogen. Bei Gusseisen mit Lamellengrafit wird davon ausgegangen, dass der E-Modul neben der Temperatur zusätzlich von der Lastwechselzahl abhängig ist. Begründet wird dies dadurch, dass es aufgrund der schwingenden Beanspruchung bereits zu Mikroschädigungen im Werkstoff kommt. So kann es beispielsweise dazu kommen, dass die Ferritstege zwischen den Grafitlamellen brechen bzw. dass es zum Ablösen der Grafitlamellen von der Stahlmatrix infolge der zyklischen Beanspruchung kommt. Diese beiden Effekte sind sinnbildlich in Abb. 6.13 dargestellt.

6.8 Parameterinterpolation

Mit den ermittelten Parameterfunktionen kann in weiterer Folge eine Gesamtparametermatrix erstellt werden. So werden für die vier unterschiedliche Dehnungsbehinderungen

- $K_{TM} = -0,625$
- $K_{TM} = -0,75$
- $K_{TM} = -0,875$
- $K_{TM} = -1$

in einem Temperaturbereich von 380 bis 460[°C], Parameter in 10[°C] Intervallen ermittelt. Damit entsteht, wie in Tab. 6.6 dargestellt, eine Parametermatrix, abhängig von Temperatur und Dehnungsbehinderung, wobei die ermittelten Parametersets jeweils von der Belastungsrichtung abhängig sind. Ausgehend von diesem Feld werden die ermittelten Werkstoffdaten dem *nonlinear isotrop/kinematic hardening Modell* für die weitere Simulation bereitgestellt.

K_{TM}	Temperatur	$\sigma_{ 0Zug}$	$\sigma_{ 0Druck}$	C_{Zug}	C_{Druck}	γ_{Zug}	γ_{Druck}
[-]	[°C]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]
-0,625	380	83	170	60773	2390	259	2668
	390	95	152	59893	2407	271	4801

-0,75	460	92	124	53732	2526	352	19734
	380	92	189	60000	1200	250	2200

-0,875	460	102	138	53000	1050	340	17000
	380	110	199	59389	1357	242	1998

-1	460	110	235	52509	1187	329	14775
	380	102	201	58126	1425	230	1571

	460	110	235	51391	1247	313	11617

Tabelle 6.6: Gesamtmatrix der interpolierten Parameter

7 Implementierung des erstellten Werkstoffmodells

Die in Kapitel 6 ermittelten Parameter werden in weiterer Folge in das zuvor beschriebene Simulationsmodell implementiert. Um jedem Element die richtigen Materialdaten zuweisen zu können, ist die Erstellung einer weiteren bzw. die Erweiterung der zur Anpassung der Parametersätze verwendeten *User Subroutine* notwendig. Einen wesentlichen Stellenwert nimmt dabei die Tatsache ein, dass die Materialdaten der einzelnen Elemente von den drei Faktoren

- Dehnungsbehinderung
- Temperatur
- Belastungsrichtung

abhängig sind. Für die Berechnung der mechanischen Lasten müssen die angeführten Faktoren über das jeweilige Element bekannt sein. Dieser Abschnitt erklärt die Grundlagen zur Implementierung der Materialdaten sowie den Aufbau der erstellten *User Subroutine* zur Realisierung dieser Einbindung.

7.1 Einbindung der Werkstoffparameter

Wie in Kapitel 6.7 beschrieben, werden mit der Parameterinterpolation für vier Dehnungsbehinderungen in einem Temperaturbereich von 380 bis 460[°C] Parametersätze bestimmt. Für diese Dehnungsbehinderungsniveaus stehen in einer Schrittweite von 10[°C] Werkstoffparameter für jeweils eine positive und eine negative Belastungsrichtung in Form einer Gesamparametermatrix zur Verfügung. Diese Datensätze sind in Tab. 7.1 zusammengefasst, wobei jeder einzelne mit einem einmaligen Bezeichnungscode versehen ist und damit jeder Datensatz eindeutig identifiziert werden kann.

Die Bezeichnungscode bestehen aus einer dreistelligen Zahl, wobei die erste Stelle die Belastungsrichtung, die zweite die Dehnungsbehinderung und die dritte die Temperatur repräsentiert. Mit Hilfe der erstellten *User Subroutine* wird für jedes einzelne Element die Dehnungsbehinderung, die auftretende Temperaturdifferenz und die Belastungsrichtung bestimmt. Ausgehend

K_{TM}	Temperatur	Belastungsrichtung	$\sigma _0$	C	γ	Bezeichnungscode
[-]	[-]	[°C]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]
-0,625	380	Zug	83	60773	259	161
		Druck	170	2390	2668	162
	390	Zug	95	59893	271	261
		Druck	152	2407	4801	262

	460	Zug	92	53732	352	961
Druck		124	2526	19734	962	
-0,75	380	Zug	92	60000	250	171
		Druck	189	1200	2200	172

	460	Zug	102	53000	340	971
		Druck	138	1050	17000	972
	-0,875	380	Zug	110	59389	242
Druck			199	1357	1998	182
...	
460		Zug	110	52509	329	981
		Druck	235	1187	14775	982
-1		380	Zug	102	58126	230
	Druck		201	1425	1571	112

	460	Zug	110	51391	313	911
		Druck	235	1247	11617	912

Tabelle 7.1: Gesamtparametermatrix

von diesen Ergebnissen wird für das betrachtete Element ein Code erstellt, mit dem schließlich die zu verwendenden Werkstoffparameter aufgerufen werden.

Zur Umsetzung dieser Vorgehensweise mit dem Softwarepaket *Abaqus*® werden die einzelnen Parametersets direkt bei den Materialeigenschaften im Programm vorgegeben. Der Bezeichnungscode der einzelnen Datensätze ist dabei gleichbedeutend mit Feldvariablen. Diese Feldvariablen werden mit einer *User Subroutine* berechnet, wodurch den einzelnen Elementen die entsprechenden Werkstoffparameter zugewiesen werden.

7.2 Aufbau der *User Subroutine* zur Bestimmung der Feldvariablen

Zur Bestimmung der Feldvariablen und damit zum Aufruf der entsprechenden Parametersätze für die jeweiligen Elemente ist die Einbindung einer eigenen *User Subroutine* notwendig. Innerhalb dieser *User Subroutine* wird die Dehnungsbehinderung des entsprechenden Elements berechnet, dessen maximal auftretende Temperaturdifferenz aufgerufen und die aktuelle Belastungssituation festgestellt.

7.2.1 Bestimmung der Dehnungsbehinderung

Die Berechnung der Dehnungsbehinderung gestaltet sich einfach, da lediglich das Verhältnis der aktuellen mechanischen zur thermischen Dehnung aufgestellt werden muss. Die für die Berechnung benötigten Größen können direkt mit dem Befehl *CALL* in der Subroutine aufgerufen werden.

7.2.2 Bestimmung der Temperaturdifferenz

Ein besonderer Vorteil der getrennten Rechenweise zur Bestimmung der thermischen und mechanischen Belastung zeigt sich darin, dass bereits vor Beginn der mechanischen Simulation alle Temperaturinformationen jedes Elements bekannt sind. Dadurch kann bereits im Vorfeld der mechanischen Rechnung die maximal auftretende Temperaturdifferenz jedes einzelnen Elements bestimmt werden. Diese Temperaturwerte werden der mechanischen Rechnung zur Verfügung gestellt, welche diese innerhalb der *User Subroutine* aufruft und damit die entsprechende Kennzahl für die Temperaturdifferenz des jeweiligen Elements aktiviert.

Für die Bestimmung der Temperaturdifferenz muss der thermischen Rechnung eine zusätzliche *User Subroutine* angehängt werden, die lediglich die Funktion des Ausschreibens der jeweils aktuellen Temperaturwerte hat. Diese *.txt* Datei enthält die Temperaturinformationen jedes Integrationspunktes für jedes Element und Inkrement. Eine weitere erstellte *Matlab*® Routine berechnet aus den von der thermischen Rechnung bereitgestellten Informationen die Temperaturdifferenz jedes einzelnen Elements.

Für die Betrachtung mehrerer Zyklen wurde die Routine zur Bestimmung der Temperaturdifferenz erweitert, damit die tatsächlich auftretende Maximaltemperatur während des jeweiligen Zyklus betrachtet wird. Wesentlich dafür ist, dass eine Unterscheidung zwischen den einzelnen Zyklen getroffen werden kann.

Da *Matlab*® nicht das optimale Werkzeug zum Sortieren von Daten bzw. der Zwischenspeicher der Temperaturinformationen in *.txt* Files nicht Rechenzeit schonend ist, stellt die Ermitt-

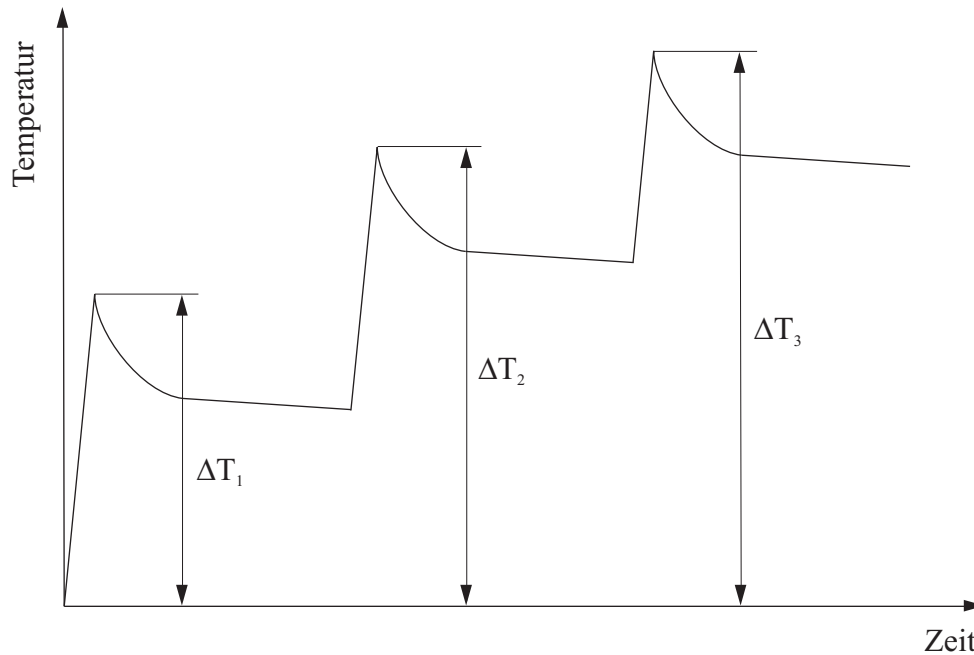


Abbildung 7.1: Temperaturdifferenzen bei Betrachtung mehrerer Zyklen

lung der Temperaturdifferenz der einzelnen Elemente eine Schwachstelle in der erarbeiteten Rechnungsweise dar. Um diese Engstelle im Simulationsablauf zu beseitigen, wurde von Herrn *Michael Fortin* ein *JAVA*® Programm geschrieben, welches die acht Temperaturwerte der Integrationspunkte jedes Elements mittelt und in ein neues *.txt* File überträgt. Die weitere Bearbeitung erfolgt wieder in *Matlab*®. Mit der externen Berechnung der Mittelwerte kann die Größe der zu bearbeitenden Files drastisch verringert werden, woraus sich eine kürzere Rechenzeit in *Matlab*® ergibt.

7.2.3 Bestimmung der Belastungsrichtung

Zur Ermittlung der Belastungsrichtung werden sowohl die Dehnungs- als auch die Spannungswerte überprüft. Die aktuellen Dehnungswerte eines Inkrements werden dabei mit den Werten des vorangegangenen Inkrements überprüft. Dazu ist es notwendig, am Ende des Durchlaufs der *User Subroutine* den aktuellen Dehnungswert auf einer *State Variable* zu speichern, um diesen der Routine für das nächste Inkrement bereitzustellen. Die *User Subroutine* wird für jedes Inkrement eines jeden Elements einzeln aufgerufen. Nachdem alle Befehle innerhalb der Routine für das jeweilige Element bei dem entsprechenden Inkrement bearbeitet wurden, wird die *User Subroutine* geschlossen und alle gewöhnlich gespeicherten Werte werden gelöscht. Um Werte von einem Inkrement dem nächsten bereitzustellen, müssen diese auf besondere Speicherplätze, den sogenannten *State Variables*, gespeichert werden.

Im hier vorliegenden Fall geschieht das für die einzelnen Dehnungswerte, die im darauffolgenden Inkrement miteinander verglichen werden. Ist der Dehnungswert des vorangegangenen

Inkrement kleiner als der aktuelle, ist die Belastungsrichtung positiv (Zugbereich) und die entsprechende Variable wird auf 1 gesetzt. Ist der aktuelle Wert kleiner als jener des letzten Inkrements, ist die Belastungsrichtung negativ (Druckbereich) und die zugehörige Variable wird auf 2 gesetzt.

Eine Eigenheit von *Abaqus*® ist es, dass für das Materialmodell keine negativen Wertebereiche vorgegeben werden können. Dies führt zu der Notwendigkeit, neben den Dehnungswerten auch die Spannungswerte zu überprüfen. Kommt es zu einem Wechsel der Belastungsrichtung von beispielsweise Druck- auf Zugbelastung, erkennt die Routine dies sofort. Jedoch liegen in diesem Bereich noch immer sehr hohe Druckspannungen vor. Ohne weitere Maßnahmen würde *Abaqus*® basierend auf den hohen Spannungen davon ausgehen, dass der Werkstoff wiederum plastifiziert. Um dies zu verhindern, wurde die Abfrage zur Variablenzuordnung um einen Spannungsanteil erweitert. So wird neben der Belastungsrichtung auch überprüft, ob die Spannung größer bzw. kleiner als 0 ist. Für den Fall, dass lineare Elastizität vorliegt, wird eine fiktive Feldvariable zugeordnet, die mit einem Parametersatz hinterlegt ist, bei dem es in keiner realistischen Belastungssituation zum Plastifizieren des Werkstoffs kommt. Zur bildlichen Verdeutlichung dieser Vorgehensweise soll Abb. 7.2 herangezogen werden, in der die Belastungsrichtungen und Variablenzuordnungen verdeutlicht sind.

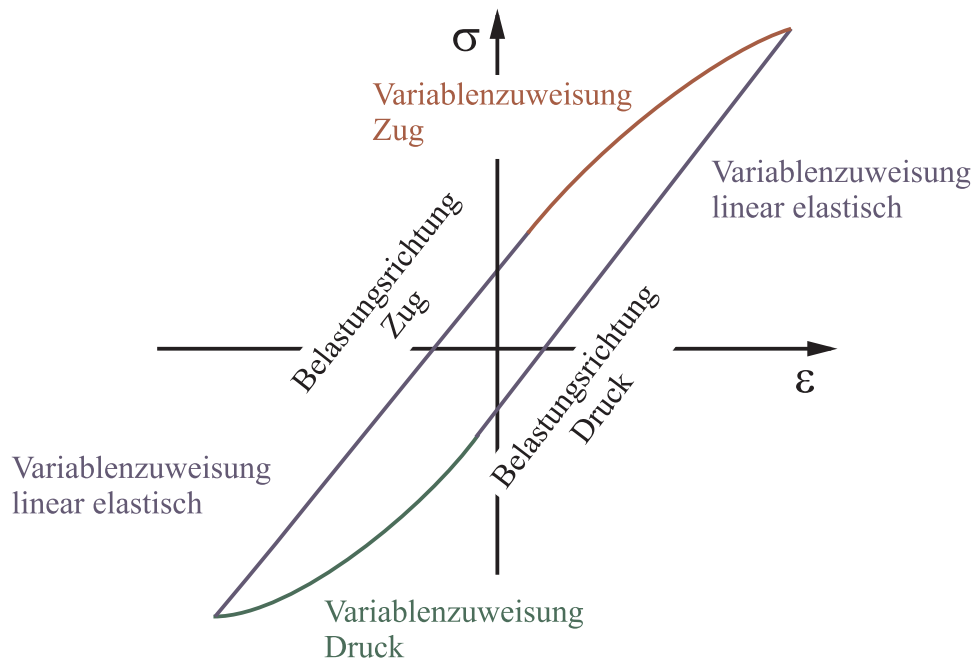


Abbildung 7.2: Variablenzuweisung abhängig von der Belastungssituation

7.3 Richtungsabhängigkeit der vektoriellen Größen

Für die Bewertung einer Simulation ist die Betrachtung der ausschlaggebenden Richtungskomponenten entscheidend. Im Falle der untersuchten Scheibe ist es nicht sinnvoll, die mechanischen Größen in Bezug auf ein kartesisches Koordinatensystem auszuwerten. Abb. 7.3 zeigt die Spannungen in der Struktur, ausgewertet in x-Richtung bezogen auf das globale kartesische Koordinatensystem. Wie der Abbildung entnommen werden kann, kommt es auf einer Seite zu einem Maximum der Spannungen, wohingegen das Minimum um 90° versetzt auftritt. Werden die Spannungen auf ein polares Koordinatensystem bezogen, sind sie wesentlich aussagekräftiger und treten in einer nachvollziehbaren Verteilung auf.

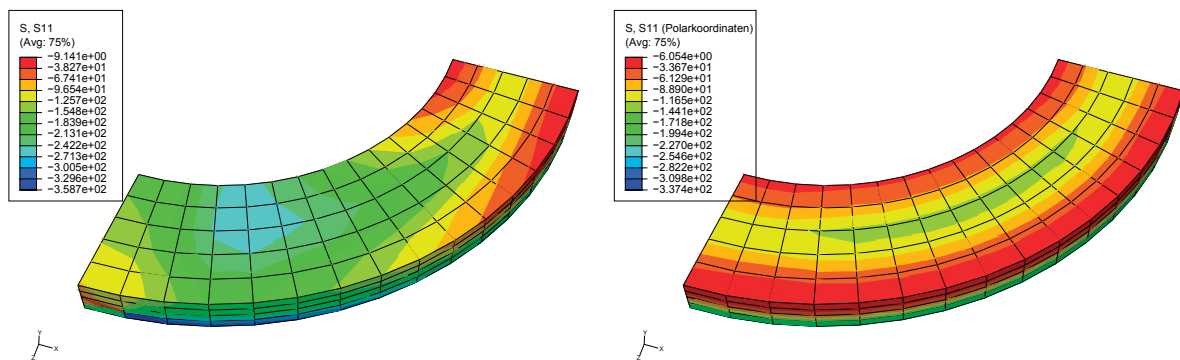


Abbildung 7.3: Einfluss der richtungsabhängigen Auswertung am Beispiel der Spannung

Die vektoriellen Größen der Simulation müssen unter Berücksichtigung der Geometrie der Struktur in polaren Koordinaten ausgewertet werden. Die Ergebnisdarstellung stellt dabei nicht die wesentliche Problemstellung dar, da die mechanischen Größen im *Post Processor* von *Abaqus*® direkt transformiert werden können. Wesentlich entscheidender ist die Transformation für die Dehnungen innerhalb der *User Subroutine*, da auch die Dehnungsbehinderungen auf dasselbe polare Koordinatensystem bezogen werden müssen. Eine direkte Koordinatentransformation der zugehörigen Werte innerhalb der *User Subroutine* ist daher notwendig.

7.3.1 Koordinatentransformation

Zur Berechnung der Dehnungsbehinderung bezogen auf polare Koordinaten müssen die Komponenten der thermischen und mechanischen Dehnung einer Koordinatentransformation von kartesischen in polare Koordinaten unterzogen werden. Bei den zu transformierenden Größen handelt es sich um Tensoren, wobei die Transformation entsprechend den Eigenschaften von Tensoren vorgenommen werden muss. Mittels einer doppelten Matrixmultiplikation nach Glg. 7.1 [2] können die einzelnen Dehnungstensoren von den in *Abaqus*® ausgelesenen kartesischen in polare Größen transformiert werden.

$$\underline{\underline{\epsilon}}^{polar} = \underline{\underline{\Phi}}^T \cdot \underline{\underline{\epsilon}}^{kath} \cdot \underline{\underline{\Phi}} \quad (7.1)$$

Dabei repräsentiert $\underline{\underline{\epsilon}}^{kath}$ den Dehnungstensor im karthesischen Koordinatensystem, $\underline{\underline{\Phi}}$ die Transformations- und $\underline{\underline{\Phi}}^T$ die transponierte Transformationsmatrix. Die Elemente der Transformationsmatrix $\underline{\underline{\Phi}}$ sind die Richtungskosinuse, welche die Kosinuse der Winkel zwischen den ursprünglichen Achsen des Basiskoordinatensystems und den neuen des transformierten Systems darstellen.

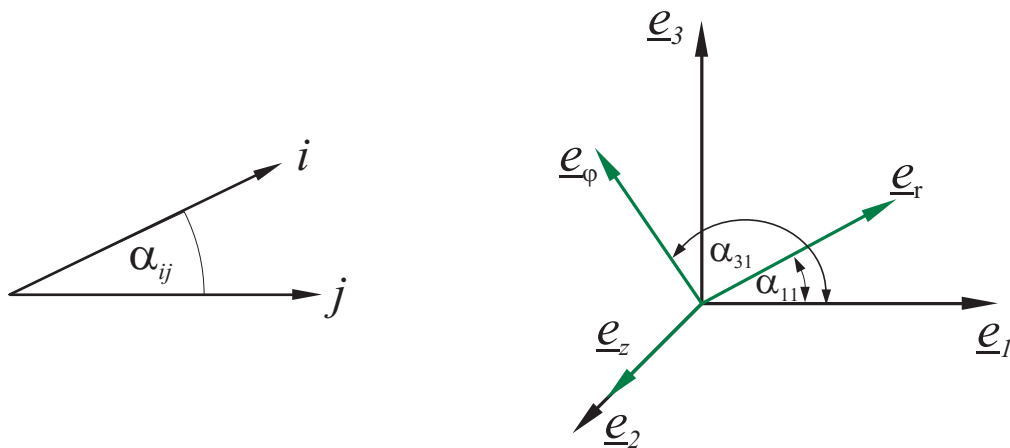


Abbildung 7.4: Koordinatentransformation von karthesischen in polare Koordinaten

Für die Transformation von karthesischen in polare Koordinaten wird die Transformationsmatrix nach Glg. 7.2 definiert.

$$\underline{\underline{\Phi}} = \begin{pmatrix} \cos(\alpha_{r1}) & \cos(\alpha_{r2}) & \cos(\alpha_{r3}) \\ \cos(\alpha_{z1}) & \cos(\alpha_{z2}) & \cos(\alpha_{z3}) \\ \cos(\alpha_{\phi1}) & \cos(\alpha_{\phi2}) & \cos(\alpha_{\phi3}) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{x}{R} & 0 & \frac{z}{R} \\ 0 & 1 & 0 \\ -\frac{z}{R} & 0 & \frac{x}{R} \end{pmatrix} \quad (7.2)$$

Um die Transponierte der Transformationsmatrix zu erhalten, werden lediglich die Zeilen mit den Spalten vertauscht. D.h. die erste Spalte wird die erste Zeile, die zweite Spalte die zweite Zeile usw. Die transponierte Transformationsmatrix für die hier benötigte Transformation ist in Glg. 7.3 dargestellt.

$$\underline{\underline{\Phi}} = \begin{pmatrix} \frac{x}{R} & 0 & -\frac{z}{R} \\ 0 & 1 & 0 \\ -\frac{z}{R} & 0 & \frac{x}{R} \end{pmatrix} \quad (7.3)$$

Mit Hilfe des karthesischen Dehnungstensors $\underline{\underline{\epsilon}}^{kath}$, der Transformationsmatrix $\underline{\underline{\Phi}}$ sowie deren Transponierten $\underline{\underline{\Phi}}^T$ kann nun der entsprechende Dehnungstensor im polaren Koordinatensystem nach Glg. 7.4 berechnet werden.

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^{polar} = \left[\begin{pmatrix} \frac{x}{R} & 0 & \frac{z}{R} \\ 0 & 1 & 0 \\ -\frac{z}{R} & 0 & \frac{x}{R} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{pmatrix} \right] \cdot \begin{pmatrix} \frac{x}{R} & 0 & -\frac{z}{R} \\ 0 & 1 & 0 \\ -\frac{z}{R} & 0 & \frac{x}{R} \end{pmatrix} \quad (7.4)$$

Führt man diese doppelte Matrixmultiplikation aus und nutzt die Symmetrie des Dehnungstensors aus, so erhält man für die gesuchten Dehnungen die Beziehungen nach Glg. 7.5 bis Glg. 7.7.

$$\varepsilon_{rr} = \frac{x^2 \cdot \varepsilon_{11} + 2 \cdot x \cdot z \cdot \varepsilon_{13} + z^2 \cdot \varepsilon_{33}}{R} \quad (7.5)$$

$$\varepsilon_{\phi\phi} = \frac{x^2 \cdot \varepsilon_{33} - 2 \cdot x \cdot z \cdot \varepsilon_{13} + z^2 \cdot \varepsilon_{11}}{R} \quad (7.6)$$

$$\varepsilon_{zz} = \varepsilon_{22} \quad (7.7)$$

7.4 Richtungsabhängigkeit der Auswertung

Entsprechend der Belastungssituationen eines Elements kann es dazu kommen, dass es in einer Richtung positiv und in einer anderen negativ belastet wird. Da es in einem solchen Fall zu einem Konflikt zwischen zwei Richtungsgrößen kommen würde, wurde dazu übergegangen, eine voneinander unabhängige Simulation für jede Hauptrichtung des polaren Koordinatensystems zu erstellen. Ausgehend von diesen Ergebnissen kann in weiterer Folge die Belastungsrichtung mit der größten Schädigungswirkung bestimmt werden.

Zur Implementierung der Werkstoffparameter wurde ein Feld erstellt, das aus Dehnungsbehinderungs- und Temperaturniveaus sowie Belastungsrichtungen besteht. Innerhalb einer erarbeiteten *User Subroutine* werden all diese Größen für die einzelnen Elemente bei jedem Inkrement berechnet. Die einzelnen Kennzahlen der Belastungsgrößen setzen sich zu einem Code zusammen, der gleichbedeutend mit Feldvariablen ist. Über diese Feldvariablen werden die aktuell benötigten Werkstoffdaten für das jeweilige Element aufgerufen.

8 Resultate unterschiedlicher Simulationsvarianten

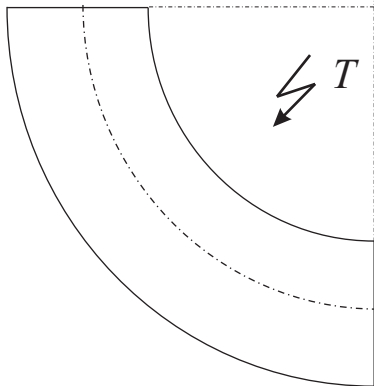
Mit Hilfe der beschriebenen *User Subroutinen* und anderer Hilfsprogramme kann das Werkstoffmodell erfolgreich in das in Kapitel 5 beschriebene Simulationsmodell implementiert werden. Damit werden unterschiedliche Strukturen sowie Einspannbedingungen hinsichtlich des thermo-mechanischen Verhaltens anhand der generierten Materialdaten verifiziert. Dabei werden zum Einen die untersuchte Struktur selbst und zum Anderen die Einspannungen sowie die Lasten variiert. Die Lastaufbringung unterscheidet sich dabei in zwei grundlegende Arten. Einmal wird lediglich mit einem Temperaturfeld eine rein thermische Belastung in die Struktur eingebracht. Die zweite Lastsituation wird um eine mechanische Komponente erweitert, die die thermische Belastungssituation verschärfend darstellt. Auch bei der Geometrie der Struktur werden zwei Unterscheidungen getroffen. In der ersten Situation wird die Last auf die bekannte viertelsymmetrische Scheibe aufgebracht. In der zweiten wird eine Kerbe in die Struktur eingefügt, um bewusst den Kraftfluss zu stören und damit eine Spannungsüberhöhung zu bewirken. Zur Unterscheidung der vier Simulationsvarianten wird für die weitere Dokumentation folgende Benennung getroffen:

- *Variante I* - ungekerbt, rein thermisch belastet
- *Variante II* - gekerbt, rein thermisch belastet
- *Variante III* - ungekerbt, thermisch und mechanisch belastet
- *Variante IV* - gekerbt, thermisch und mechanisch belastet

Zur Verdeutlichung der unterschiedlichen Simulationsvarianten sind in Abb. 8.1 die verschiedenen Geometrien und Belastungsszenarien sinnbildlich dargestellt.

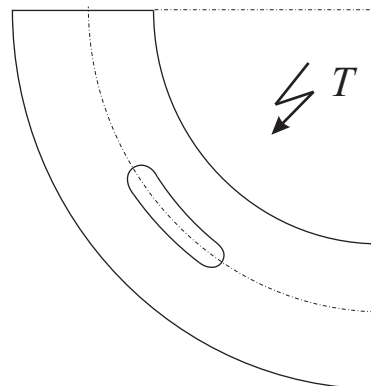
Um eine Verkürzung der Berechnungszeit zu erreichen, werden höchstens die ersten drei Zyklen simuliert. Diese Vereinfachung kann durch die Tatsache gerechtfertigt werden, dass die Maximaltemperatur nach dem dritten Zyklus nicht mehr wesentlich zunimmt. Des Weiteren werden lediglich Materialparameter bis zu einer Temperatur von $460[^\circ\text{C}]$ erstellt. Das bedeutet, dass für alle Temperaturen über diesen $460[^\circ\text{C}]$ das Parameterset für eben diesen Temperaturwert herangezogen wird. Wie Abb. 8.2 entnommen werden kann, wird die Grenztemperatur von $460[^\circ\text{C}]$ bereits bei dem dritten Aufheizvorgang überschritten. Für alle nachfolgenden Zyklen, welche alle eine geringfügig höhere Maximaltemperatur aufweisen, würden daher dieselben Materialparameter herangezogen. Aus diesem Grund ist die Beschränkung auf die Zyklen eins bis drei durchaus gerechtfertigt.

Variante I



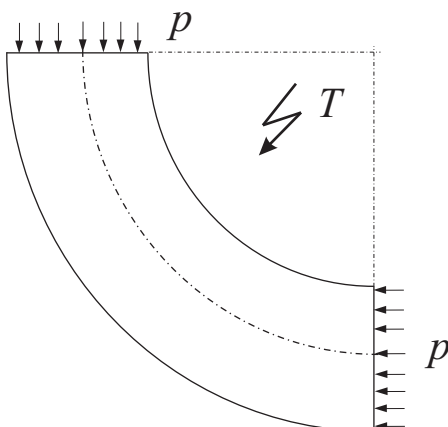
a) Ungekerbt
 rein thermisch belastet

Variante II



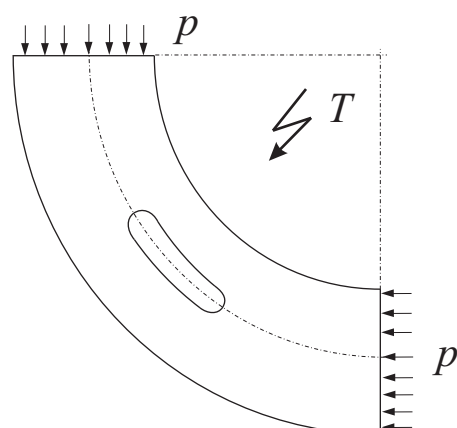
b) Gekerbt
 rein thermisch belastet

Variante III



c) Ungekerbt
 thermisch und mechanisch belastet

Variante IV



d) Gekerbt
 thermisch und mechanisch belastet

Abbildung 8.1: Schematische Darstellung unterschiedlicher Simulationsvarianten

8.1 Variante I - ungekerbte Scheibe rein thermisch belastet

Im ersten Schritt wird die generierte *User Subroutine* in das bereits erstellte Modell eingebunden, um das unterschiedliche Materialverhalten zwischen dem zuvor verwendeten *isotropen* und dem erstellten *nonlinear isotrop/kinematic hardening* Modell zu untersuchen. Basierend auf der Tatsache, dass infolge der guten Wärmeleitfähigkeit von Gusseisen ein sehr geringer Temperaturgradient auftritt, sind auch die in die Struktur induzierten Spannungen relativ gering. Aufgrund der minimalen mechanischen Spannungen kommt es nicht zum Plastifizieren des Werkstoffs, weshalb lediglich der linear elastische Materialdatensatz des Werkstoffmodells zum Einsatz kommt.

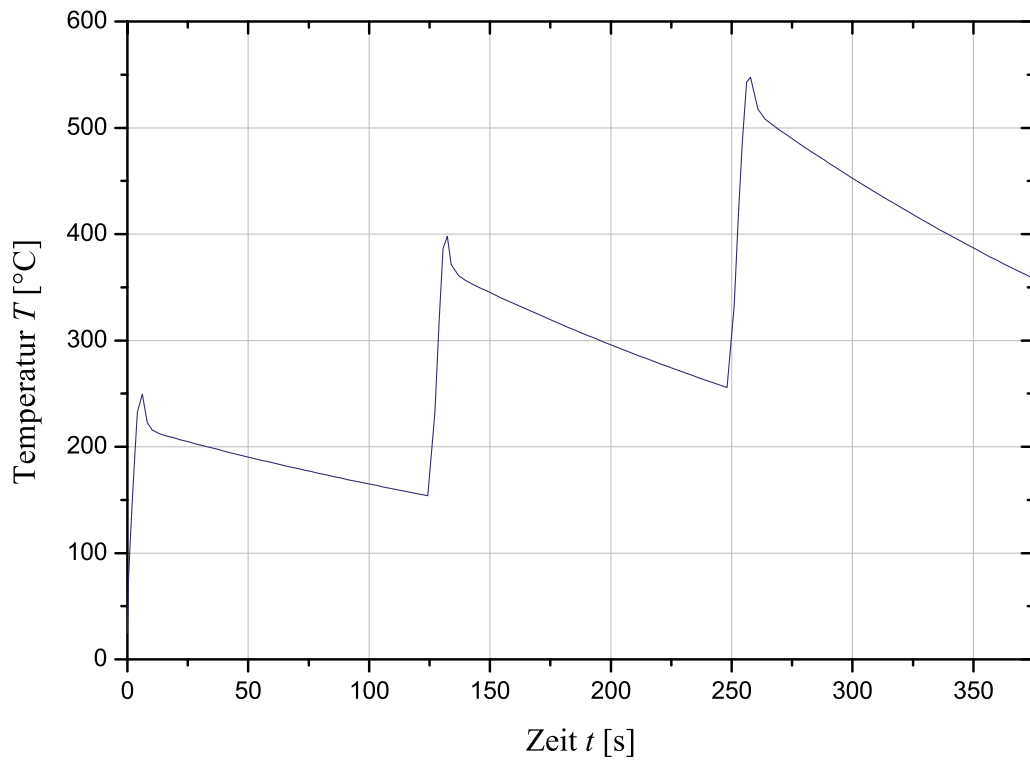


Abbildung 8.2: Temperatur-Zeit-Verlauf der ersten drei Belastungszyklen

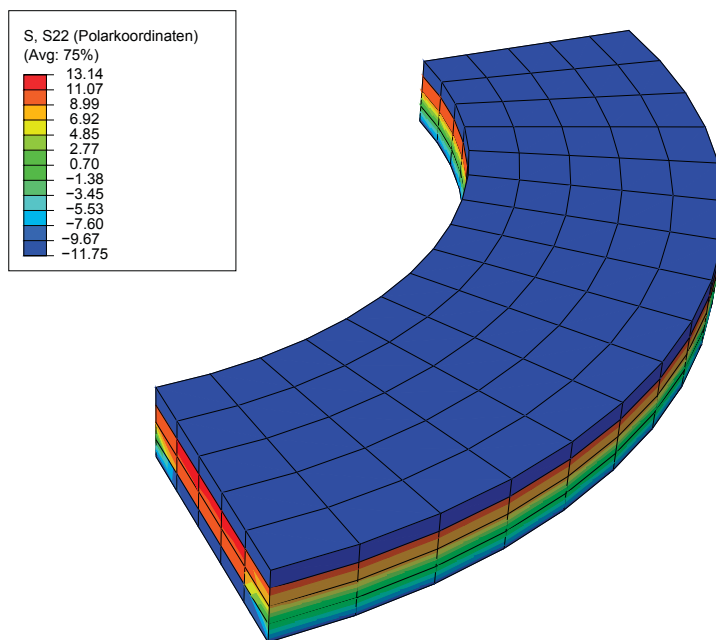


Abbildung 8.3: Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvariante I

In Abb. 8.3 ist die Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvariante I abgebildet. Die dargestellte Belastung tritt beim ersten Lastzyklus nach bereits 1,136[s] auf und ist zugleich die maximale Belastungssituation der Struktur. Zusätzlich sind in Abb. 8.4 die Spannungs-Dehnungsverläufe eines Elements an der aufgeheizten Oberfläche aufgetragen. Zur Darstellung des Belastungsverlaufs wurde bewusst ein Element an der beheizten Oberfläche gewählt, da an diesem der größte Temperaturgradient und somit die größten Belastungen auftreten. Wie Abb. 8.4 entnommen werden kann, sind die auftretenden Belastungen mit $\sigma_{max} = 13,14[MPa]$ und $\sigma_{min} = 11,75[MPa]$ sehr gering, weshalb es auch zu keinem Plastifizieren des Werkstoffs und somit zu keiner Ausbildung einer Hysterese kommt.

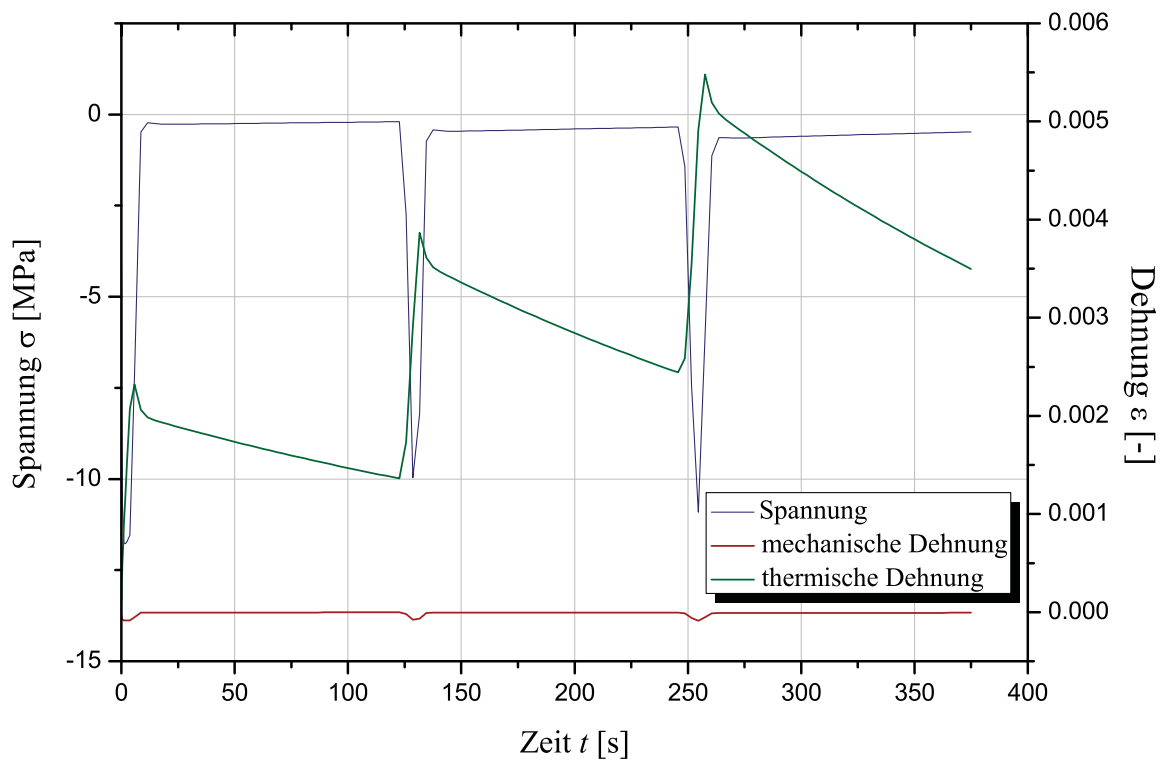


Abbildung 8.4: zeitlicher Spannungs-Dehnungs-Verlauf der Simulationsvariante I

8.2 Variante II - gekerbte Scheibe, rein thermisch belastet

Um die Belastungssituation in der Struktur zu verschärfen, wird eine Kerbe in der Form einer Nut zentral in die Geometrie eingebracht. Die Abmessungen dieser „Fehlstelle“ können Abb. 8.5 entnommen werden. Durch das Einbringen der Kerbe werden der Kraftfluss sowie die Dehnungsbehinderung innerhalb des Bauteils bewusst gestört und dadurch wird eine Erhöhung der Belastungssituation erwirkt.

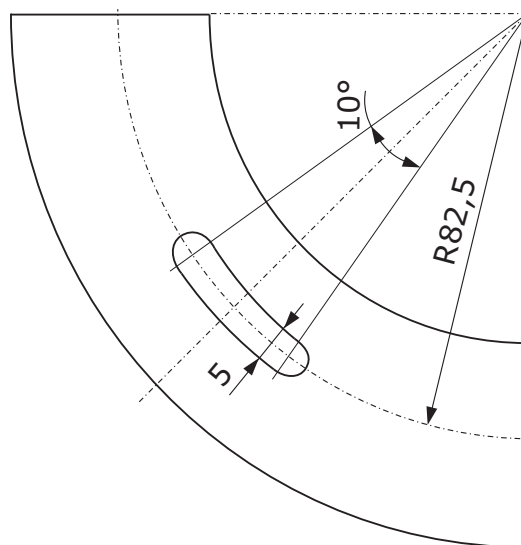


Abbildung 8.5: Abmessungen der in die Struktur eingebrachte Nut

Im durch die Kerbe reduzierten Querschnitt der Struktur kann sich der Kraft- bzw. Temperaturfluss nicht mehr homogen ausbilden. Diese Beeinflussung hat zur Folge, dass sich die Spannungen ebenfalls inhomogen verteilen. Der entstehende Spannungsgradient führt zu einer Erhöhung der Spannungen im Bereich der Kerbe und zu einem stetigen Abfall dieser mit zunehmendem Abstand von der Fehlstelle.

Neben den Spannungen wird auch die Dehnungsbehinderung durch die eingebrachte Nut beeinflusst. Elemente, die direkt an der neu entstandenen Kerbe liegen, können sich so beispielsweise in radialer Richtung frei ausdehnen. Vor dem Einbringen war dies nicht der Fall, da sie durch benachbarte Elemente daran gehindert wurden. Eine Veränderung der Dehnungsbehinderung hat die Wahl von anderen Parametersets zur Beschreibung der plastischen Verformung innerhalb der Simulation zur Folge. Daraus resultieren unterschiedliche Simulationsergebnisse zwischen der gekerbten und der ungekerbten Modellierungsvariante.

Wie Abb. 8.6 entnommen werden kann, führt die eingebrachte Fehlstelle zu dem erwarteten Effekt der Spannungserhöhung. Es ist deutlich zu erkennen, dass die maximal auftretenden Spannungen an den Radien der Kerbe auftreten. Dennoch kommt es zu keinem Plastifizieren des Werkstoffs, da die Spannungen dafür zu gering ausfallen. In Abb. 8.6 sind bereits die maximal auftretenden Spannungen während des ersten Zyklus gezeigt. Die maximalen Zugspannungen betragen dabei lediglich $\sigma_{Zug} = 13,49 [MPa]$ und die maximalen Druckspannungen

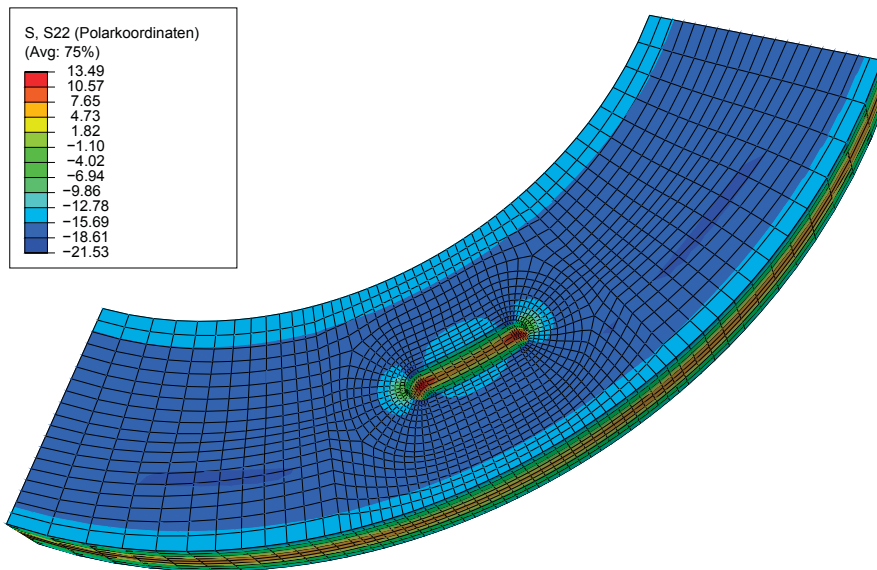


Abbildung 8.6: Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvariante II

gen $\sigma_{Druck} = -21,53 [MPa]$. Weder Zug- noch Druckspannungen erreichen ein Niveau, das zu einem Plastifizieren des Werkstoffs führt.

8.2.1 Einfluss der Netzqualität und der Kerbschärfe

Entscheidend für aussagekräftige Ergebnisse ist die Netzstruktur und deren Feinheit. Bei der Vernetzung wurde darauf geachtet lediglich hexagonale Elemente zu verwenden, da diese den bevorzugten Elementtyp bei der Modellierung von Finite Elemente Strukturen darstellen. Des Weiteren ist entscheidend, dass die in den Elementen auftretenden Kantenwinkel $40[^\circ]$ nicht unterschreiten, da die Elementqualität dadurch stark reduziert wird, was zu einer Verfälschung der Ergebnisse führt. Es hat sich gezeigt, dass bei einer schlecht vernetzten Struktur die Temperaturwerte für jene Elemente, welche ungünstige Winkel aufweisen, nicht berechnet werden können. In weiterer Folge fehlen diese Temperaturdaten für die mechanische Rechnung, was zu einem Abbruch der Simulation führt.

Um den Einfluss der Netzqualität an der Kerbe zu untersuchen, wurde zusätzlich eine Simulation an einem Teilsegment der Scheibe, welches einen Radius der Kerbe aufweist, durchgeführt. Zur Verdeutlichung der Position des entnommenen Teilsegments soll Abb. 8.7 dienen, wobei in der rechten Grafik bereits die Ergebnisse dieser Simulation dargestellt sind.

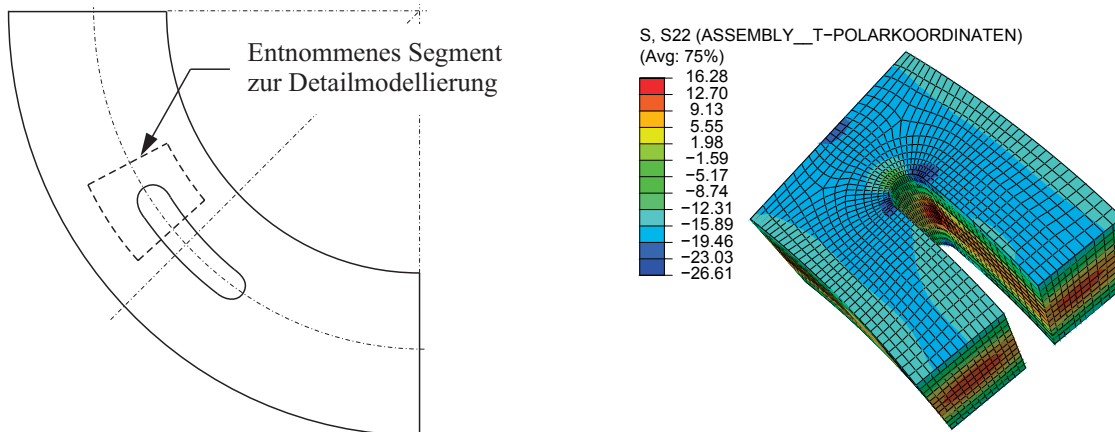


Abbildung 8.7: Position Teilstück (links), maximal auftretende Spannungen in tangentialer Richtung (rechts)

In Abb. 8.7 sind wiederum die maximal auftretenden tangentialen Spannungen während des ersten Zyklus dargestellt. Zusätzlich zur Detailmodellierung wurde die Kerbe verschärft und der Kerbradius um die Hälfte von $r = 2,5[mm]$ auf $r = 1,25[mm]$ verringert. Aus der Abbildung kann entnommen werden, dass die Spannungen durch die bessere Netzqualität nicht wesentlich besser abgebildet werden. Zusätzlich zeigt sich, dass eine Verschärfung der Kerbe zu lediglich geringfügig höheren Spannungen von $\sigma_{Zug} = 16,28[MPa]$ und $\sigma_{Druck} = 26,61[MPa]$ führt.

8.3 Variante III - ungekerbte Scheibe thermisch und mechanisch belastet

Da die Belastungssituation bei thermo-mechanischer Ermüdung jener im LCF Bereich sehr ähnlich ist, weisen auch die Modellansätze zur Lebensdauerabschätzung eine große Ähnlichkeit auf. Beide Male sind die plastischen Dehnungsanteile die essenziellen Eingangsgrößen der gängigsten Ansätze zur Bestimmung der Lastzyklenzahl bis zum Versagen des Bauteils. Die Spannungen in den Simulationsvarianten I und II sind zu gering, um zur Plastifizierung des Werkstoffs zu führen. Daher wurde zusätzlich ein radial an den Symmetrieflächen der Scheibe anliegender Druck aufgebracht, um die Belastung in der Struktur zu erhöhen. Des Weiteren wird die beheizte Oberfläche mit einer Flächenlast beaufschlagt, um die Druckkraft der Anpressplatte, die die Kupplungsscheibe gegen das Schwungrad drückt, zu simulieren. Dieser Lastfall soll eine verschärfte Belastungssituation an der Scheibe darstellen, wodurch plastische Verformungen in der Struktur hervorgerufen werden sollen.

Die Lastsituation ist dabei so gewählt, dass die zusätzlich aufgebrachten Druckbelastungen mit derselben Funktion wie die thermischen Lasten auftreten. Somit wirken die thermischen wie auch die mechanischen Lasten jeweils für fünf Sekunden, gefolgt von einer 120 sekundigen unbelasteten Phase.

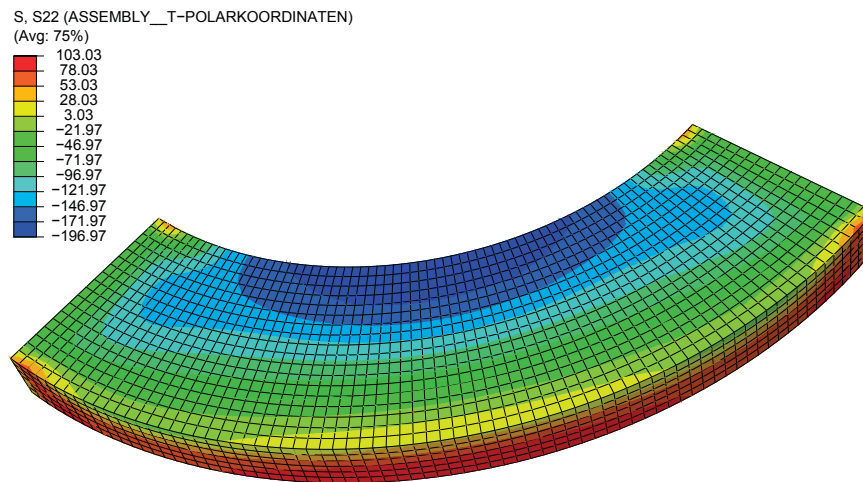


Abbildung 8.8: Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvariante III

Der zusätzlich aufgebrachte Druck führt wie erwartet zum Plastifizieren des Werkstoffs. Entsprechend den Erwartungen treten am inneren Radius Druck- und am äußeren Zugspannungen auf. Die Struktur reagiert mit einer radialen Verformung des Viertelbogens auf die Belastung. In Abb. 8.8 ist die tangentielle Spannungsverteilung im maximalen Belastungszustand dargestellt. In der Abbildung ist sehr gut zu erkennen, dass die maximalen Zugspannungen an der äußeren und die maximalen Druckspannungen an der inneren Randfaser der Struktur auftreten. Ebenfalls ist die ungleichmäßige tangentielle Spannungsverteilung der Struktur erkennbar, da die Belastungen tangential nicht gleichmäßig verteilt sind, sondern in der Symmetrieebene, bei $45[^\circ]$, ein Maximum aufweisen.

Würden die Lasten an den Symmetrieflächen absolut simultan aufgebracht und zugleich keinerlei Störgrößen von außen auf die Struktur einwirken, könnte davon ausgegangen werden, dass es lediglich zu einer radialen Verschiebung innerhalb der Struktur kommt. Da diese Situation weder in der Realität auftritt noch simulationstechnisch eindeutig abgebildet werden kann, ist das Ergebnis der Berechnung durchaus nachvollziehbar.

8.4 Variante IV - gekerbte Scheibe, thermisch und mechanisch belastet

Um den Einfluss der Fehlstelle auf die Struktur zu untersuchen, wird dieselbe erhöhte Lastsituation, wie sie auf die ungekerbte Scheibe aufgebracht wurde, ebenfalls an der gekerbten Struktur analysiert. Entsprechend den Erwartungen bilden sich die Spannungen ähnlich wie jene bei dem ungekerbten Simulationsmodell aus. Wie auch bei der ungekerbten Variante entstehen bei dem gekerbten Modell die maximalen Druckspannungen an der Innen- und die maximalen Zugspannungen an der Außenseite.

Durch Variation des radial aufgetragenen Drucks wird versucht, sich langsam an die Grenze des Plastifizierens heranzutasten. Ursprünglich wurde davon ausgegangen, dass sich die plastische Zone vom Bereich der eingebrachten Kerbe ausbreitet. Mit allmählicher Steigerung der Belastung wird festgestellt, dass die Struktur noch vor dem Ausbilden einer plastischen Zone im Bereich der Kerbe radial nach außen knickt. Die eingebrachte Kerbe wirkt zudem schwächend auf die Struktur, wodurch ein Ausknicken der Geometrie bereits bei geringeren Lasten als bei dem unbeeinflussten Bauteil auftritt. Die Spannungsverteilung dieser Modellierungsvariante ist in Abb. 8.9 dargestellt, wobei die Abbildung die tangentialen Spannungen im höchstbelasteten Zeitpunkt zeigt.

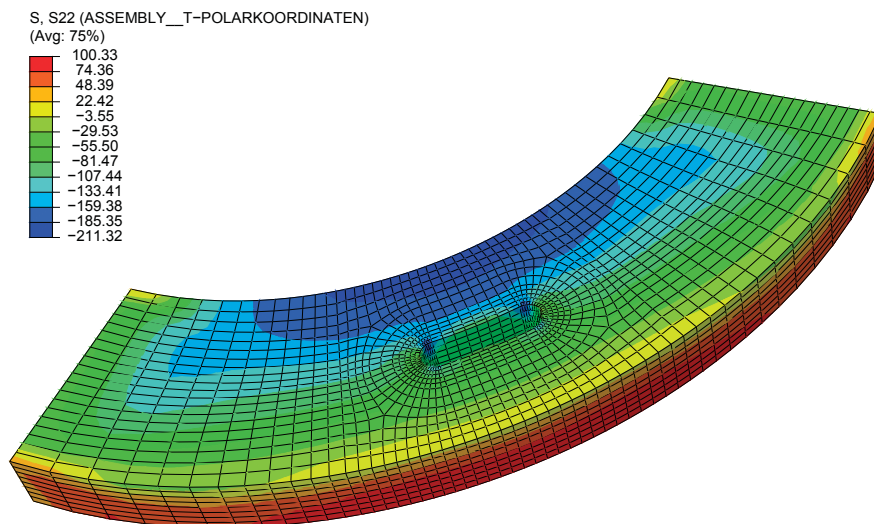


Abbildung 8.9: Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvariante IV

Zusätzlich kann Abb. 8.9 entnommen werden, dass die tangentialen Spannungen nicht homogen verteilt sind, was wiederum ein deutliches Zeichen für das Bestreben des Ausknickens der Struktur ist.

8.5 Einfluss der Kerbe auf die Struktur

In weiterer Folge wird der Einfluss der Kerbe auf die Struktur untersucht und die Ergebnisse der ungekerbten jenen der gekerbten mechanisch und thermisch belasteten Simulation gegenübergestellt. Dazu werden zum Einem die beiden Strukturen global und zum Anderen die Spannungs-Dehnungs-Verläufe an sechs repräsentativen Elementen miteinander verglichen. Die Positionen der Vergleichselemente liegen dabei in der 45° Symmetrieebene im höchstbelasteten Bereich der Scheibe. Zur Verifikation werden jeweils drei Elemente an der äußeren und drei an der inneren Randfaser dieser Ebenen herangezogen. Dabei variieren die Positionen dieser Elemente in vertikaler Position der Struktur, wobei jeweils ein Element an der beheizten Oberfläche, der Mittelebene und der unteren Oberfläche entnommen wird. Zur grafischen Verdeutlichung der Positionen der einzelnen herangezogenen Elementen soll Abb. 8.10 dienen.

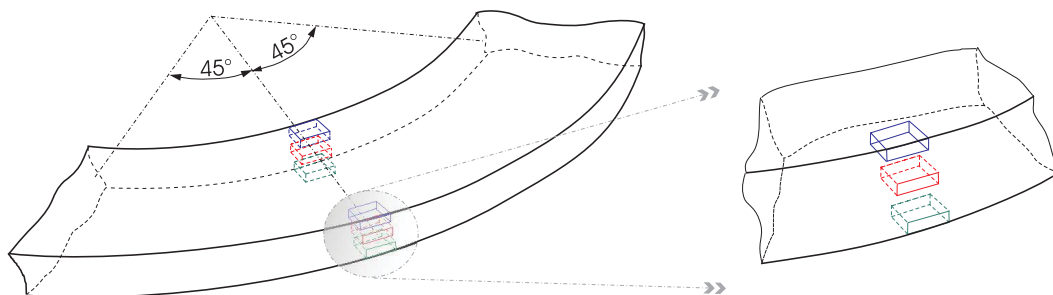


Abbildung 8.10: Positionen der Vergleichselemente

Mit Abb. 8.11 kann ein globaler Vergleich zwischen ungekerbter und gekerbter Struktur gezogen werden. Dabei sind die maximal auftretenden tangentialen Spannungen gezeigt, wobei der Einfluss der Kerbe sehr deutlich erkennbar ist. Die Spannungen der gekerbten Struktur verlaufen nicht wie bei der ungekerbten Variante bogenförmig vom inneren Radius weg, sondern weisen an den beiden Radien der Kerbe ein zusätzliches Maximum auf. Dieser Effekt ist durch die Kerbwirkung wodurch sich ein Spannungsgradient an der Kerbe auswirkt zu erklären.

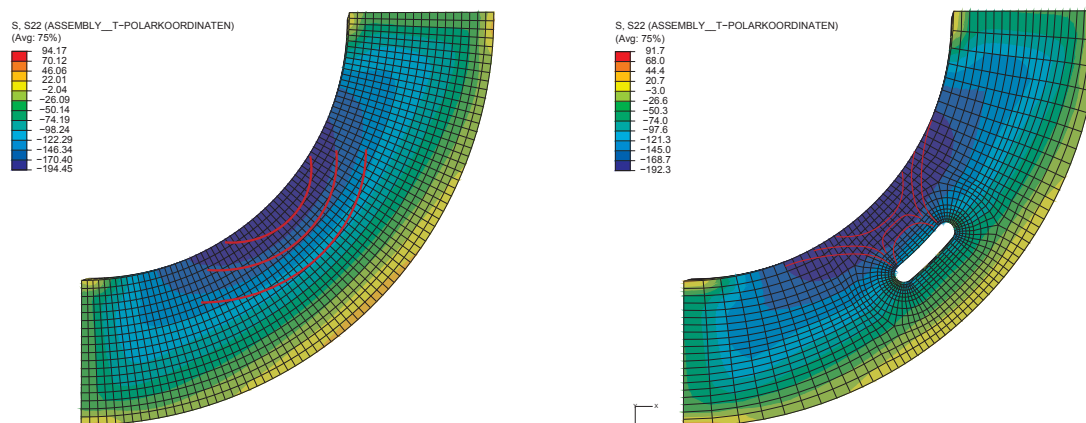


Abbildung 8.11: Einfluss der Kerbe auf die Ausbildung der Spannungsverteilung

In Abb. 8.12 sind die Spannungsverläufe der Innen- und Außenseite der gekerbten bzw. ungekerbten Simulationsvariante in Abhängigkeit der vertikalen Position dargestellt. Der Grafik kann dabei entnommen werden, dass die Druckspannung am inneren Radius der gekerbten Struktur höher sind, als jene der ungekerbten. Zugleich reduzieren sich die Spannungen an der zugbelasteten äußeren Randfaser.

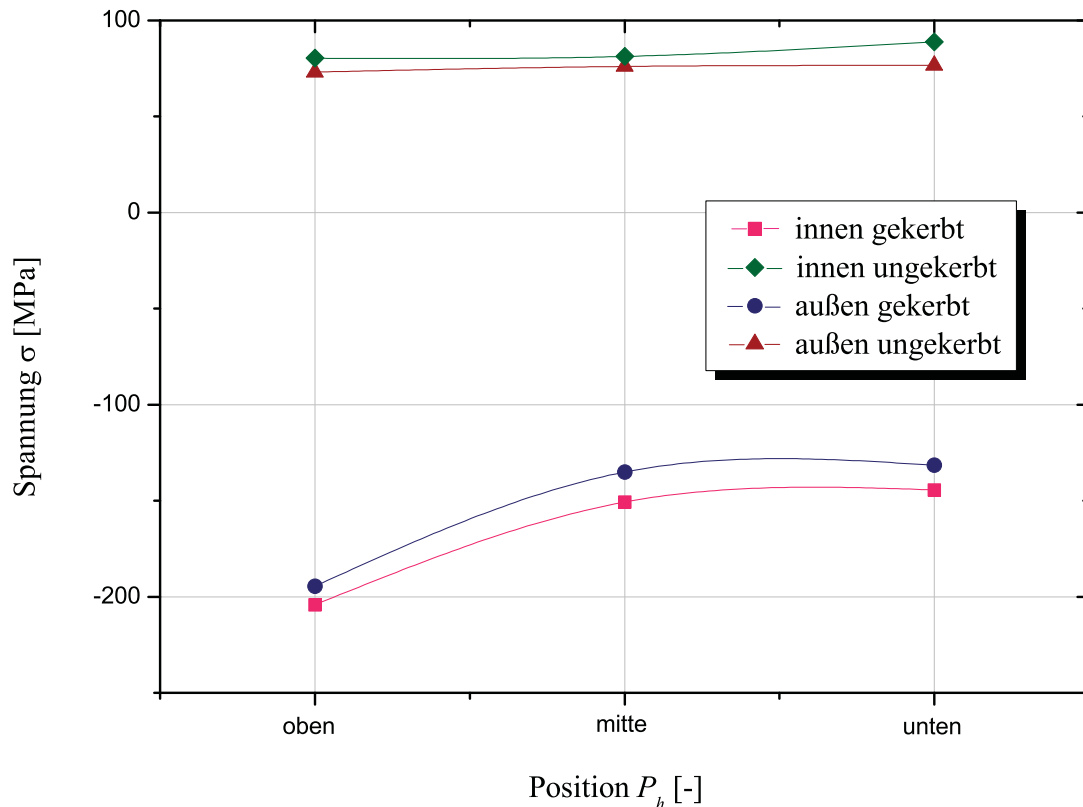


Abbildung 8.12: Veränderung der Spannungen abhängig von der Position in der Struktur

Die Erhöhung der Druckspannung kann auf das fehlende Werkstoffvolumen und die dadurch reduzierte Steifigkeit der Struktur zurückgeführt werden. Die druckbelasteten Elemente haben das Bestreben, der Belastung durch radiale Verschiebung entgegenzuwirken und diese so zu kompensieren. Dadurch kommt es zu einer Verformungslokalisierung im Inneren Bereich der Struktur. Diese Verformungslokalisierung zeigt sich durch ein Ausbauchen der Elemente die direkt an einer freien Oberfläche liegen.

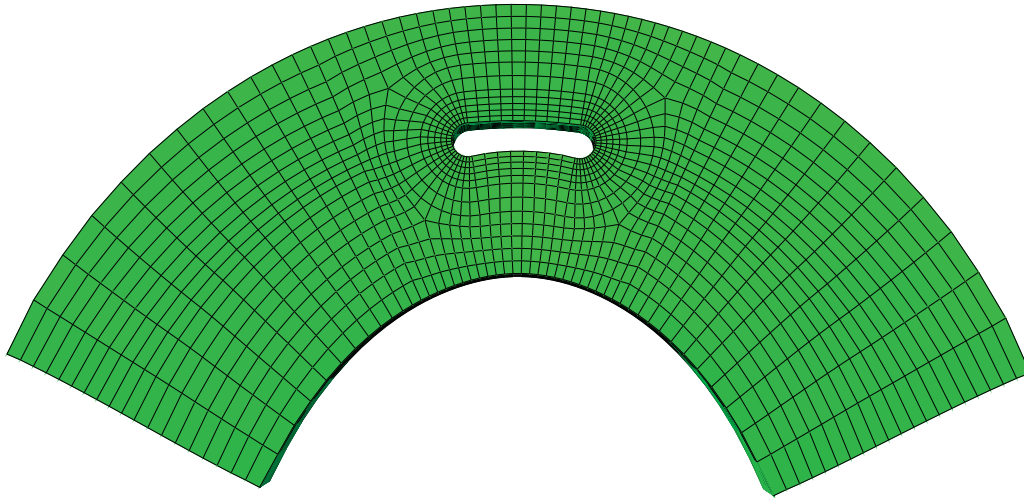


Abbildung 8.13: Überzeichnete Verformung der Struktur bei maximaler Belastung

Vergleicht man die gekerbte mit der ungekerbten Simulationsvariante zeigt sich, dass sich direkt an der Kerbe befindliche Elemente, im Gegensatz zu jenen bei der ungekerbten Variante, ungehindert radial verschieben können. Durch die Kerbe wird verhindert, dass die radialen Verschiebungen der inneren Elemente auf die weiter außen liegenden Elemente weitergeleitet werden. Dadurch wird die äußere Randfaser geringer beansprucht was sich positiv auf die maximal auftretenden Zugspannungen auswirkt. In Abb. 8.13 ist die gekerbte Struktur während des maximalen Belastungszustands gezeigt, wobei die Verschiebungen um den Faktor 100 vergrößert dargestellt sind. Das Ausbuchten der Kerbe kann damit sehr gut dargestellt werden.

9 Lebensdauerbewertung

In diesem Abschnitt erfolgt die Lebensdauerbewertung der simulierten Struktur. Zur Abschätzung der Lebensdauer werden die signifikanten Elemente, wie sie bereits im vorangegangenen Kapitel zum Vergleich der unterschiedlichen Simulationsvarianten herangezogen wurden, verwendet. Dabei beschränkt sich die Bewertung auf die Simulationsvarianten *IV*, das thermisch und mechanisch belastete Modell mit Kerbe.

Um eine treffende Aussage hinsichtlich der Lebensdauerbewertung abgeben zu können, ist es in erster Linie notwendig, passende Bewertungsmodelle und im Speziellen deren Werkstoffparameter zu bestimmen. Die für die untersuchte Struktur angewendeten Lebensdauermodelle sind:

- *Manson-Coffin*
- *Unified Energy Approach* nach Riedler
- Schädigungsparameter nach *Ostergren POST*
- Schädigungsparameter nach *Smith-Watson-Topper P_{SWT}*

Für diese vier Ansätze werden die zur Beschreibung notwendigen werkstoffspezifischen Parameter bestimmt und in weiterer Folge die Qualität der einzelnen Modelle bewertet. Die Parametrierung der werkstoffabhängigen Größen basiert auf den TMF-Versuchsdaten, die zur Bestimmung der Parametersets für das Werkstoffmodell verwendet wurden.

9.1 Parametrierung der Lebensdauermodelle

Die unterschiedlichen Lebensdauermodelle stellen einen Zusammenhang zwischen den Dehnungs- und Spannungsgrößen unter zu Hilfenahme von werkstofftypischen Parametern her, um damit eine Lastzyklenzahl bis zum Versagen eines Bauteils abzuschätzen. Die Ermittlung dieser werkstoffspezifischen Größen erfolgt anhand von Resultaten von thermo-mechanischen Versuchen. Um die Gültigkeit des Werkstoffmodells der Simulation zu unterstreichen, werden für die Bestimmung dieser Parameter lediglich jene Versuchsdaten verwendet, welche auch zur Bestimmung der Parametersets herangezogen wurden.

9.1.1 Bestimmung der werkstoffspezifischen Parameter

Der Aufbau der unterschiedlichen Lebensdauermodelle ist sehr ähnlich, wobei immer ein Zusammenhang zwischen Dehnungs- und Spannungsgrößen über werkstoffabhängige Koeffizienten und Exponenten erstellt wird, um die Lebensdauer abzuschätzen. Zur Bestimmung dieser werkstoffabhängigen Größen werden die Lastzyklenzahlen der Versuche über die entsprechende Schädigungsgröße aufgetragen. Anschließend wird ein linearer Fit durch diese Datenpunkte gelegt, wobei die beschreibenden Größen dieser Geraden den unterschiedlichen Parametern der Werkstoffmodelle entsprechen. Abb. 9.1 soll diese Vorgehensweise sinnbildlich verdeutlichen.

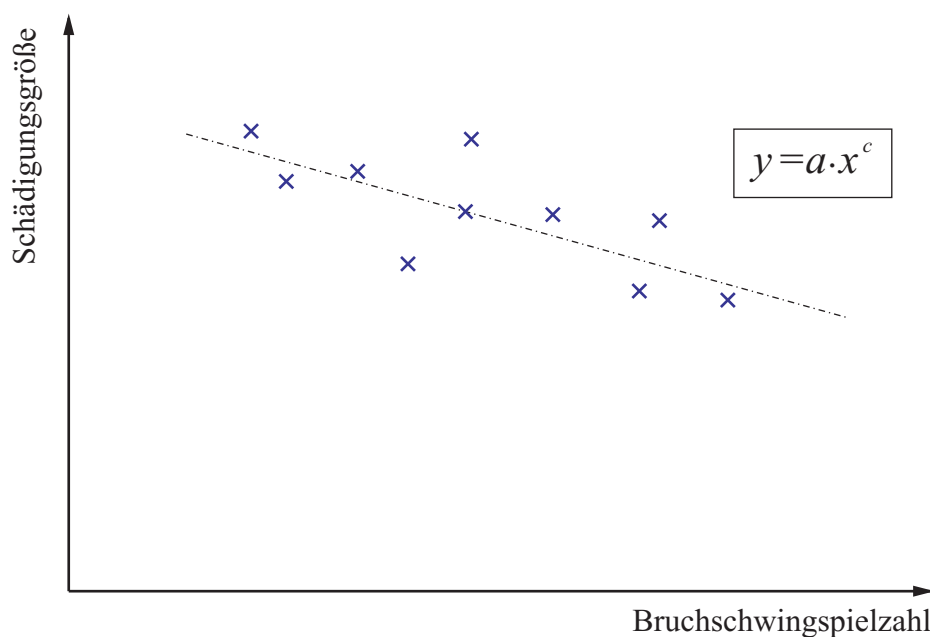


Abbildung 9.1: Ermittlung der werkstoffspezifischen Größen zur Lebensdauerbeschreibung

Die entsprechenden Schädigungsgrößen müssen vorab aus den Versuchsdaten ermittelt werden. Die dazu benötigten Daten werden den Versuchsaufzeichnungen entnommen. Für die in dieser Arbeit berechneten Werkstoffkoeffizienten werden, wie bereits für die Parametrierung des Werkstoffmodells, die Spannungs-Dehnungs-Größen bei halber Bruchschwingspielzahl der einzelnen Versuchsführungen verwendet.

Zur Verifizierung der Qualität der einzelnen Lebensdauermodelle erfolgt im Anschluss zur Bestimmung der beschreibenden Größen eine rückwertige Bestimmung der Bruchschwingspielzahl der einzelnen Proben. Dadurch wird die Abweichung zwischen Messung und Berechnung ermittelt. Die Bewertung der Qualität erfolgt dabei mittels der 90%igen Streuspanne der einzelnen Ergebnisse. Dabei werden die berechneten Lastzyklen über die im Versuch ermittelten Bruchschwingspiele aufgetragen. Bei optimaler Übereinstimmung der Ergebnisse würde sich eine Gerade unter $45[^\circ]$ einstellen. Weichen die Ergebnisse voneinander ab, streuen sie in einem gewissen Bereich. Die 90%ige Streuspanne ist so definiert, dass 90% aller Ergebnisse innerhalb diesen Bereichs liegen müssen. Ist die Streuspanne geringer als 2,5, ist die Qualität zur Abschätzung der Lebensdauer des entsprechenden Ansatzes ausreichend, liegt sie darüber, kann

von keiner genauen Lebensdauerabschätzung durch das Kriterium ausgegangen werden. Naturgemäß wird gefordert, dass die Streuspanne so gering wie möglich ist, was gleichbedeutend mit einer geringen Abweichung zwischen Versuch und Berechnung ist. Damit wird ein Kriterium geschaffen, wodurch es möglich ist unterschiedliche Lebensdauermodelle hinsichtlich der Qualität ihrer Aussagekraft miteinander zu vergleichen. Abb. 9.2 soll diese Vorgehensweise grafisch aufbereiten.

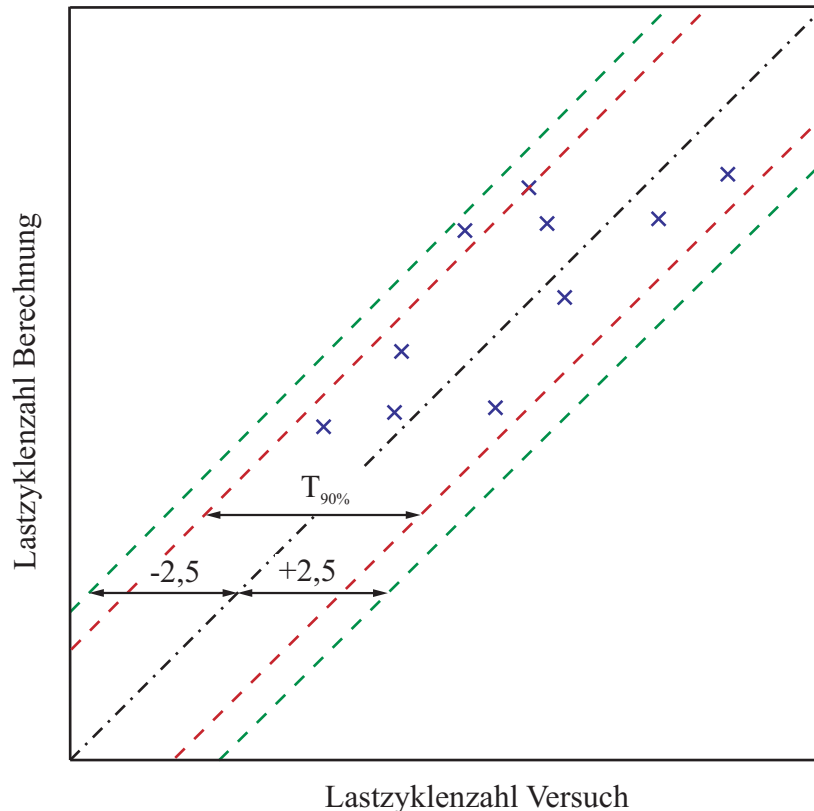


Abbildung 9.2: Bewertung der qualitativen Aussagekraft eines Lebensdauermodells

9.1.2 Parameter für den Ansatz nach *Manson-Coffin*

Zur Bestimmung der werkstoffspezifischen Größen des Lebensdauermodells nach *Manson-Coffin* wird die plastische Dehnungsschwingbreite bei $N_{B/2}$ der einzelnen Versuchsführungen über die dazugehörigen Lastzyklenzahlen bis zum Bruch aufgetragen. Die plastische Dehnungsschwingbreite kann den Versuchsaufzeichnungen entnommen werden, wobei für die hier errechneten Werte die Hysteresen bei halber Bruchschwingspielzahl verwendet werden. Zur Ermittlung des plastischen Dehnungsanteils dient eine eigens dafür geschriebene *Microsoft Excel*® Routine [34], die, ausgehend von einer geschlossenen Hystereseschleife den entsprechenden Dehnungsanteil bestimmt.

Die so gewonnenen Datenpunkte werden in Abhängigkeit der Lastwechselzahl bis zum Bruch aufgetragen. Die Skalierung der Daten erfolgt dabei im doppelt logarithmischen Maßstab. Im

nächsten Schritt wird ein linearer Fit durch die erhaltenen Punkte gelegt, wobei diese Funktion aufgrund der logarithmischen Skalierung eine Potenzfunktion darstellt. Das Fitting der Datenpunkte erfolgt mit einer konventionellen Software zur Datenverarbeitung, wie sie es beispielsweise *Excel*® im *Microsoft Office* Paket darstellt.

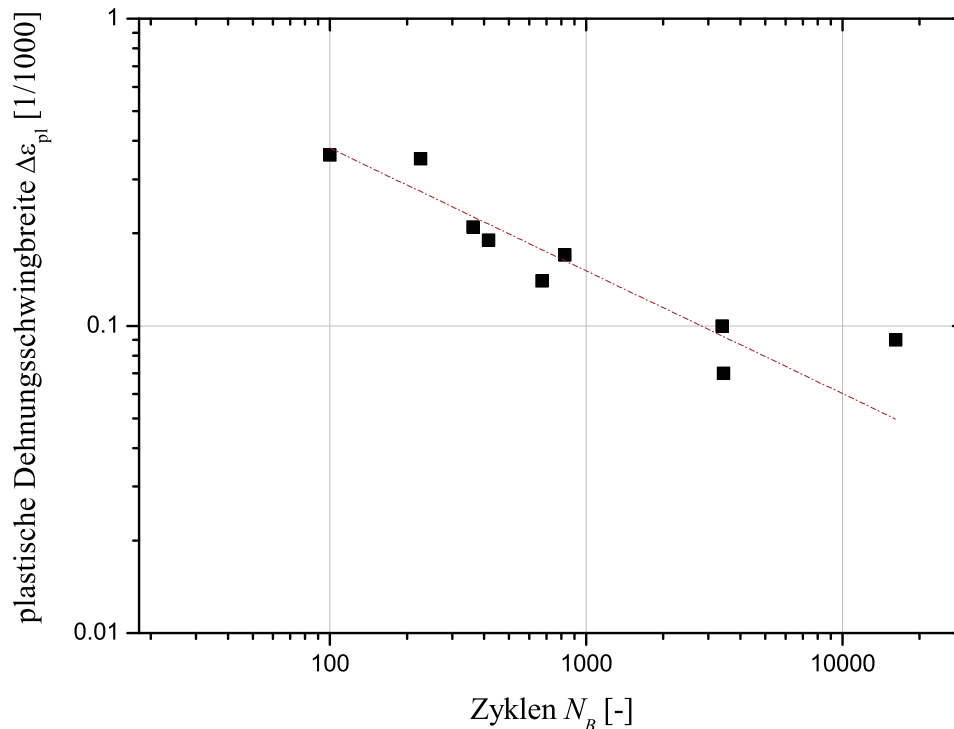


Abbildung 9.3: Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach *Manson-Coffin*

Der Koeffizient bzw. Exponent der gefitteten Geraden ist dabei gleichbedeutend mit den Werkstoffparametern ε' und c zur Beschreibung der Lebensdauer. In Abb. 9.3 sind die Datenpunkte und die Fitfunktion für die im Versuch ermittelten Daten dargestellt.

Nachdem die einzelnen Parameter bestimmt worden sind, werden diese hinsichtlich ihrer Qualität beurteilt. Dazu wird die Formel nach *Manson-Coffin* zur Bestimmung der plastischen Dehnungsschwingbreite umgeformt, um die Lastwechselzahl bis zum Bruch zu errechnen. So wird Glg. 2.7 zu Glg. 9.1 umgeformt, um mittels der aus den Versuchsdaten bekannten plastischen Dehnungsschwingbreiten und den eben bestimmten werkstoffspezifischen Größen die Lebensdauer der einzelnen Versuchsführungen abzuschätzen.

$$N_B = \left(\frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{\varepsilon'} \right)^{\frac{1}{c}} \quad (9.1)$$

Die mit der *Manson-Coffin* Beziehung und den eben bestimmten Parametern errechneten Lastzyklenzahlen bis zum Versagen der Proben werden den tatsächlich im Versuch gemessenen Zyklen bis zum Bruch der einzelnen Proben gegenübergestellt. Von diesen Datenpunkten wird die Streuspanne $T_{90\%}$ bestimmt, welche ein Maß für die Qualität des Lebensdauerkonzepts darstellt. Ist die Streuspanne sehr gering, korrelieren die berechneten mit den im Versuch bestimmten Bruchschwingenspielzahlen sehr gut. Ist die Streuspanne im Gegensatz dazu sehr groß, werden die in der Realität auftretenden Zyklen bis zum Versagen durch das Berechnungsmodell nur unzureichend genau abgebildet. In Abb. 9.4 sind die nach dem *Manson-Coffin* berechneten und die aus dem Versuch ermittelten Lastzyklen bis zum Versagen gegenübergestellt. Die Streuspanne beläuft sich bei diesem Modell auf $T_{90\%} = 2,25$.

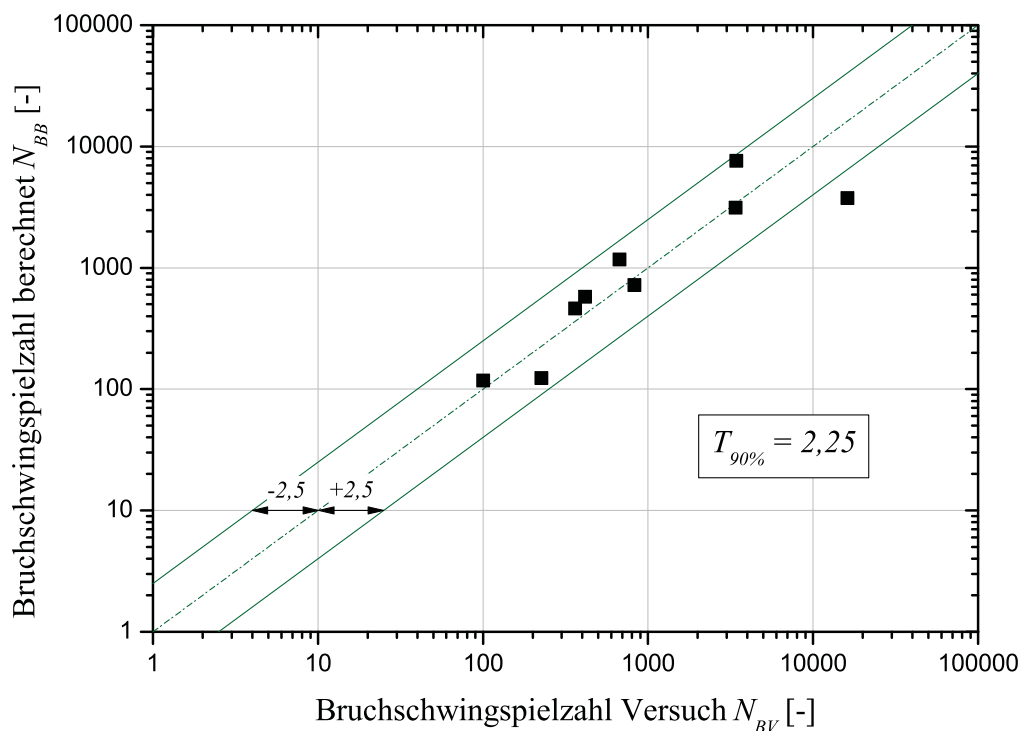


Abbildung 9.4: Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse nach *Manson-Coffin*

9.1.3 Parameter für *Unified Energy Approach* nach Riedler

Die Vorgehensweise zur Parameterermittlung für den *Unified Energy Approach* Ansatz nach Riedler [30] ähnelt der für den Ansatz nach *Manson-Coffin-Basquin*. Zuerst müssen die entsprechenden Größen zur Ermittlung der pro Lastzyklus dissipierten Energie gefunden werden. Diese sind:

- Oberspannung σ_o
- elastische Dehnungsamplitude $\epsilon_{a,el}$
- Amplitudenspannung σ_a
- plastische Dehnungsamplitude $\epsilon_{a,pl}$

Sie werden wiederum der Hysterese bei halber Bruchschwingspielzahl des entsprechenden Versuchs entnommen. Anschließend wird die Energie, die während des entsprechenden Lastspiels dissipiert wird, nach Glg. 4.7 berechnet.

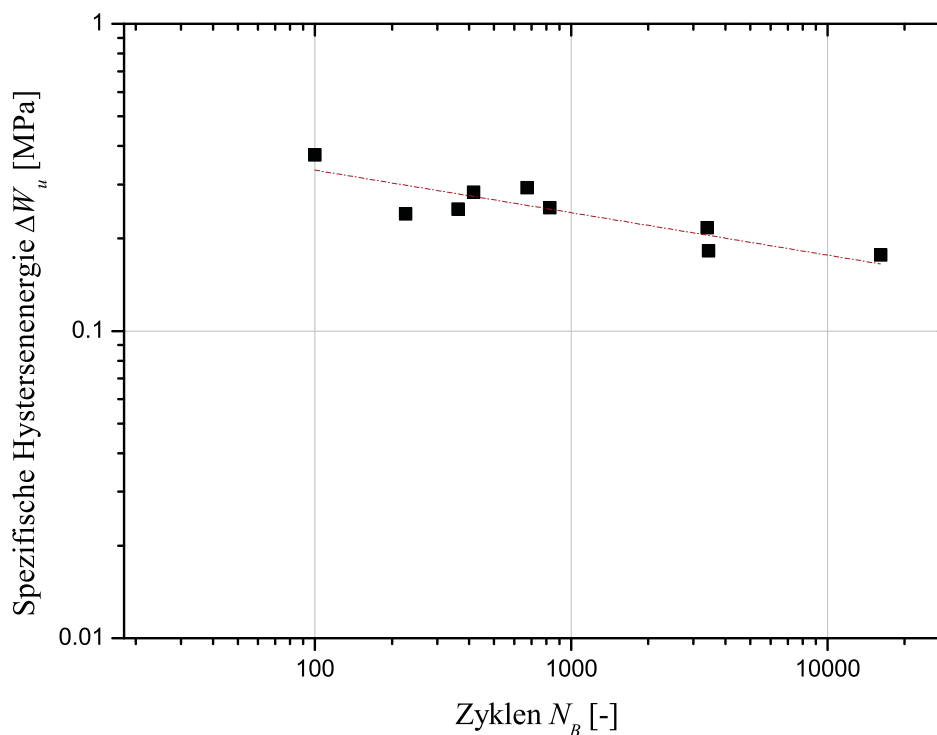


Abbildung 9.5: Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach dem *Unified Energy Approach*

Die spezifische Hystereseenergie ΔW_u stellt dabei die schädigende Größe dar und wird in weiterer Folge in Abhängigkeit von den Lastwechselspielen bis zum Bruch der einzelnen Proben aufgetragen. Die Skalierung der Achsen wird auch hier logarithmisch gewählt. Die erhaltenen Datenpunkte werden mittels einer Potenzfunktion gefittet, wobei der Koeffizient bzw. der Exponent dieser Geraden wiederum den werkstoffspezifischen Größen zur Beschreibung der Lebensdauer entsprechen. Die einzelnen Datenpunkte und die entsprechende gefittete Gerade sind in Abb. 9.5 dargestellt.

Auch der *Unified Energy Approach* wird hinsichtlich seiner Qualität bewertet wobei nach der selben Art und Weise wie bei dem Ansatz nach *Manson-Coffin* vorgegangen wird. Es wird wiederum eine Lebensdauer für die einzelnen Versuchsführungen mit den bestimmten Parametern errechnet. Diese werden den tatsächlich im Versuch aufgetretenen Lastzyklenzahlen gegenübergestellt und die entsprechende Streuspanne $T_{90\%}$ wird ermittelt. Die Gegenüberstellung der errechneten und im Versuch aufgetretenen Zyklenzahlen ist in Abb. 9.6 dargestellt. Die Streuspanne beläuft sich für den *Unified Energy Approach* auf $T_{90\%} = 2,6$.

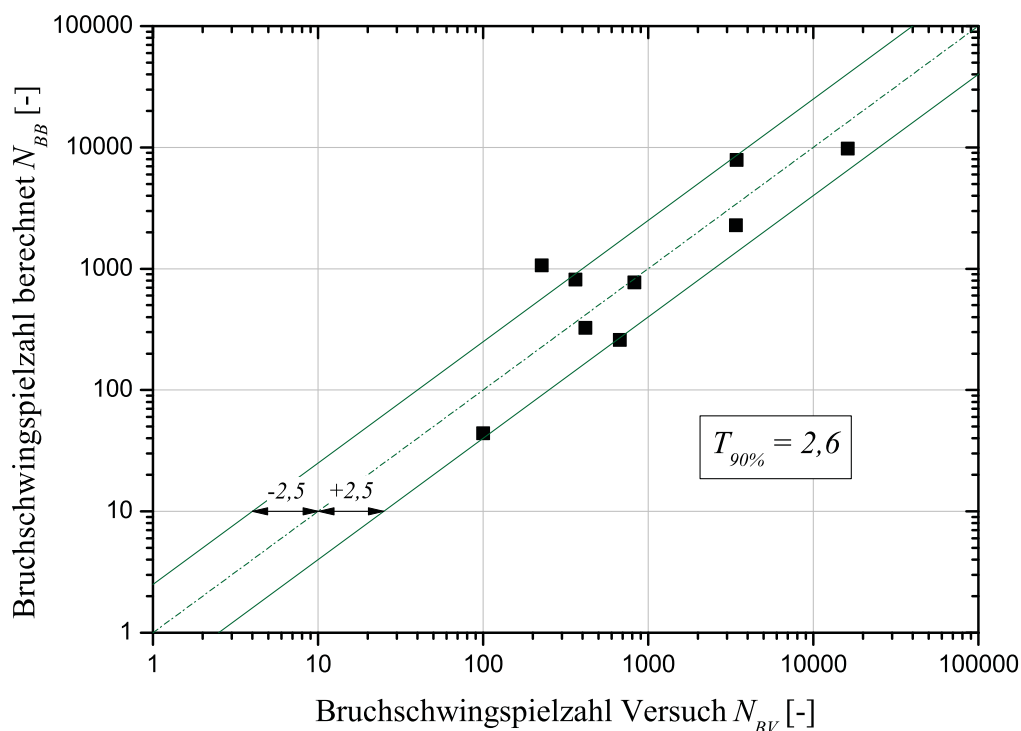


Abbildung 9.6: Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse für den *Unified Energy Approach*

9.1.4 Parameter für den Ansatz nach *Smith-Watson-Topper*

Die Bestimmung der werkstoffspezifischen Größen für den Schädigungsparameter nach *Smith-Watson-Topper* erfolgt nach dem bekannten Schema. Im ersten Schritt müssen die zur Bestimmung des Schädigungsparameters notwendigen Belastungsgrößen aus den entsprechenden Versuchsdaten ausgelesen werden. Für den Schädigungsparameter nach *Smith-Watson-Topper* sind dies:

- Oberspannung σ_o
- Gesamtdehnungsamplitude $\epsilon_{t,a}$

Mit diesen Werten wird der Schädigungsparameter P_{OST} nach Glg. 2.10 berechnet.

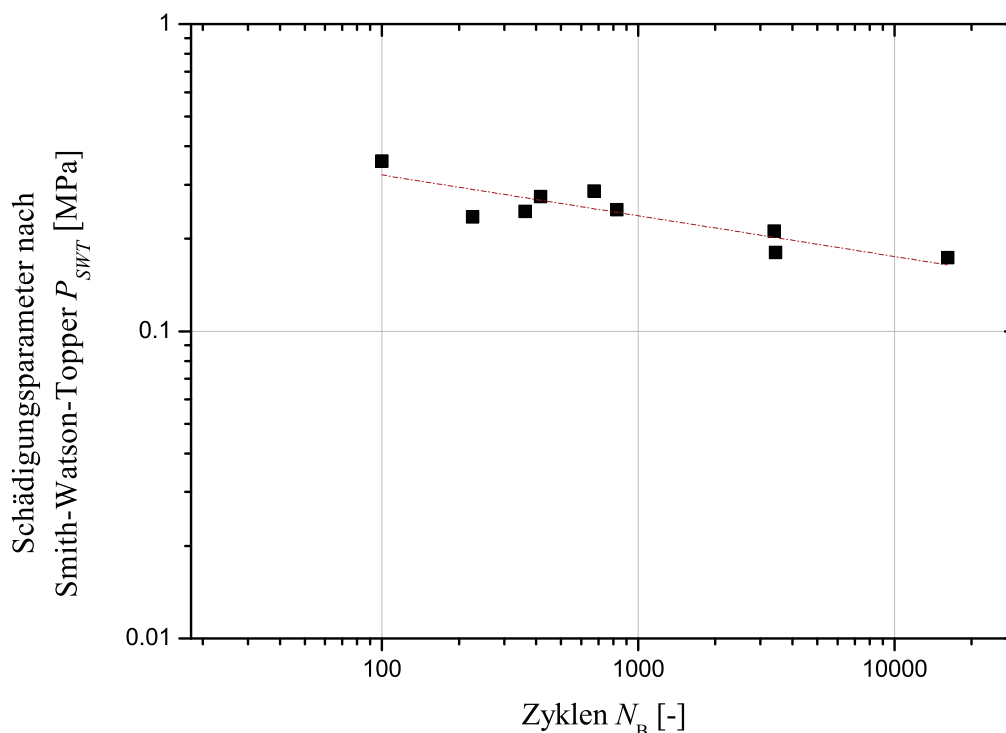


Abbildung 9.7: Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach *Smith-Watson-Topper*

Die berechneten Ergebnisse werden im doppelt logarithmischen Netz über die zugehörigen Lastzyklenzahlen bis zum Versagen der Probe aufgetragen. Im Anschluss wird durch die Datenpunkte ein linearer Fit gelegt, wobei der beschreibende Exponent und Koeffizient wiederum gleichbedeutend mit den gesuchten werkstoffspezifischen Parametern des Lebensdauermodells

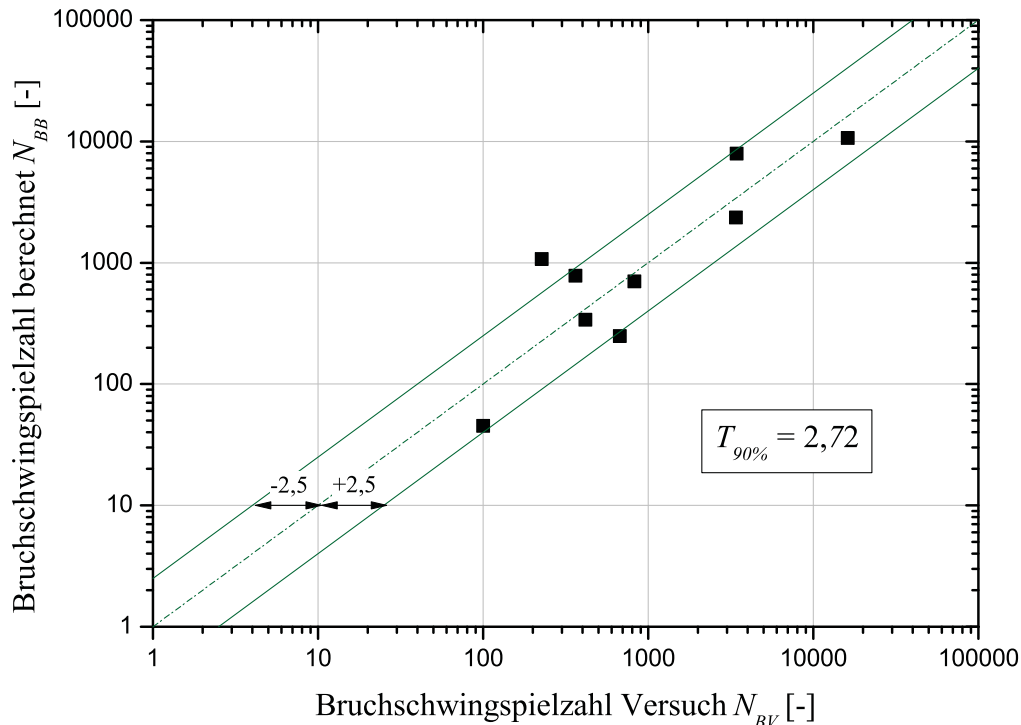


Abbildung 9.8: Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse nach *Smith-Watson-Topper*

sind. Abb. 9.7 zeigt die aufgetragenen Datenpunkte sowie die gefittete Gerade für die Auswertemethodik nach *Smith-Watson-Topper*.

Wie bereits die beiden Ansätze zuvor wird auch das Modell von *Smith-Watson-Topper* hinsichtlich seiner Qualität beurteilt. Es werden ebenfalls mit den ermittelten Parametern die Lastzyklenzahlen der einzelnen Versuche errechnet und den in der Versuchsführung bestimmten gegenübergestellt. Abb. 9.8 zeigt das Ergebnis dieser Gegenüberstellung, wobei sich die Streuspanne für diesen Modellansatz auf $T_{90\%} = 2,72$ beläuft.

9.1.5 Parameter für den Ansatz nach *Ostergren*

Der vierte hier untersuchte Lebensdaueransatz ist jener nach *Ostergren*, welcher die Schädigung abhängig von der Oberspannung σ_o und der plastischen Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon_p$ macht. Auch hier müssen zuerst die werkstoffspezifischen Parameter des Lebensdaueransatzes anhand der verwendeten Probenversuche verifiziert werden. Der Ablauf ähnelt den bisher beschriebenen, wobei in erster Linie der Schädigungsparameter nach *Ostergren* basierend auf Glg. 2.14 bestimmt werden.

Die erhaltenen Werte werden wiederum im doppelt logarithmischen Netz in Abhängigkeit der Lastwechselzahl der entsprechenden Probe aufgetragen. Durch das anschließende Fitten der Datenpunkte mit einer Geraden erhält man die gesuchten Werkstoffparameter zur Beschreibung der Lebensdauer. Die ermittelten Datenpunkt sowie die erhaltene Gerade sind in Abb. 9.9 gezeigt.

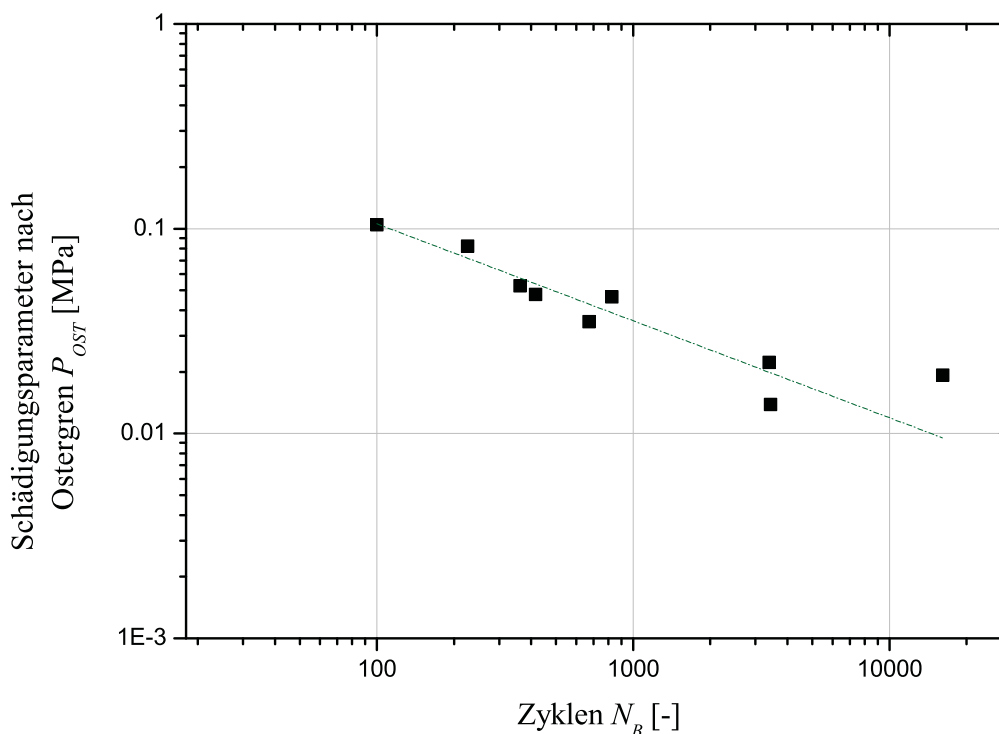


Abbildung 9.9: Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach *Ostergren*

Wie schon für die vorangegangenen Ansätze wird auch das Modell nach *Ostergren* hinsichtlich seiner Qualität bewertet. Dazu werden wiederum die Bruchschwingspielzahlen bis zum Bruch der einzelnen Versuchsführungen mit Hilfe der neu bestimmten Parameter errechnet und diese den tatsächlich auftretenden gegenübergestellt. Die Gegenüberstellung der errechneten und aus

dem Versuch bestimmten Bruchschwingspielzahlen sind in Abb. 9.10 dargestellt, wobei die Streuspanne mit $T_{90\%} = 1,8$ errechnet wird.

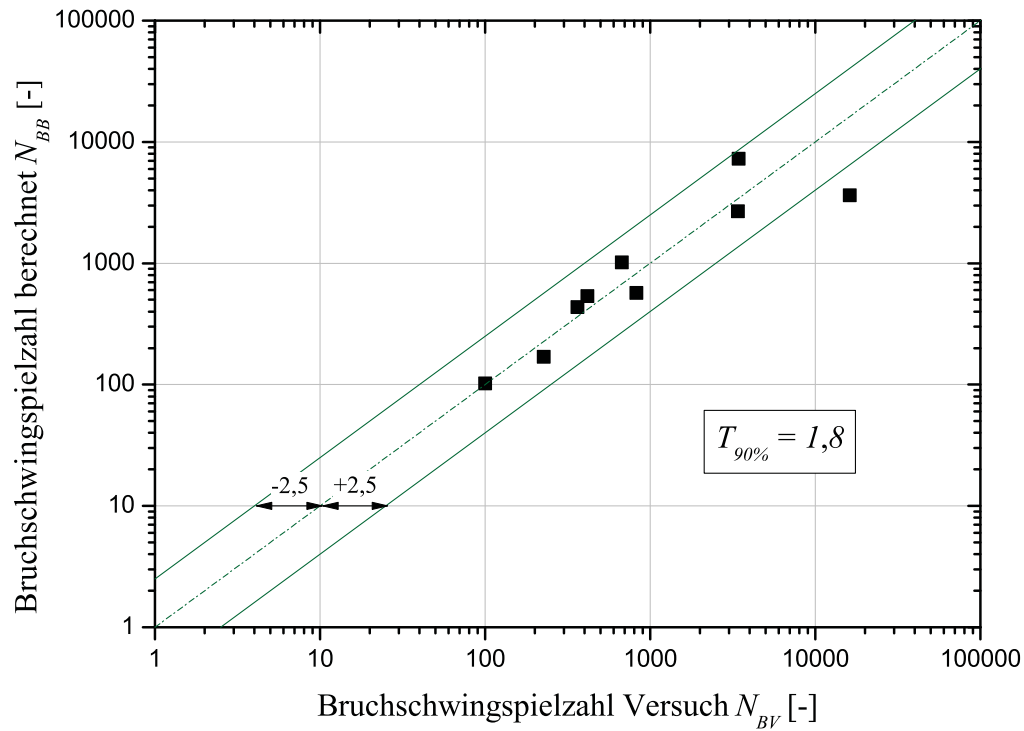


Abbildung 9.10: Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse nach *Ostergren*

9.1.6 Qualitative Bewertung der unterschiedlichen Lebensdauermodelle

Hinsichtlich der qualitativen Bewertung erfolgt, wie bereits zuvor für die einzelnen Ansätze beschrieben, eine Gegenüberstellung zwischen den errechneten und den tatsächlich im Versuch aufgetretenen Lastwechselzahlen bis zum Bruch der Proben. Eine zusammenfassende Gegenüberstellung aller Lebensdauermodelle ist in Abb. 9.11 gezeigt.

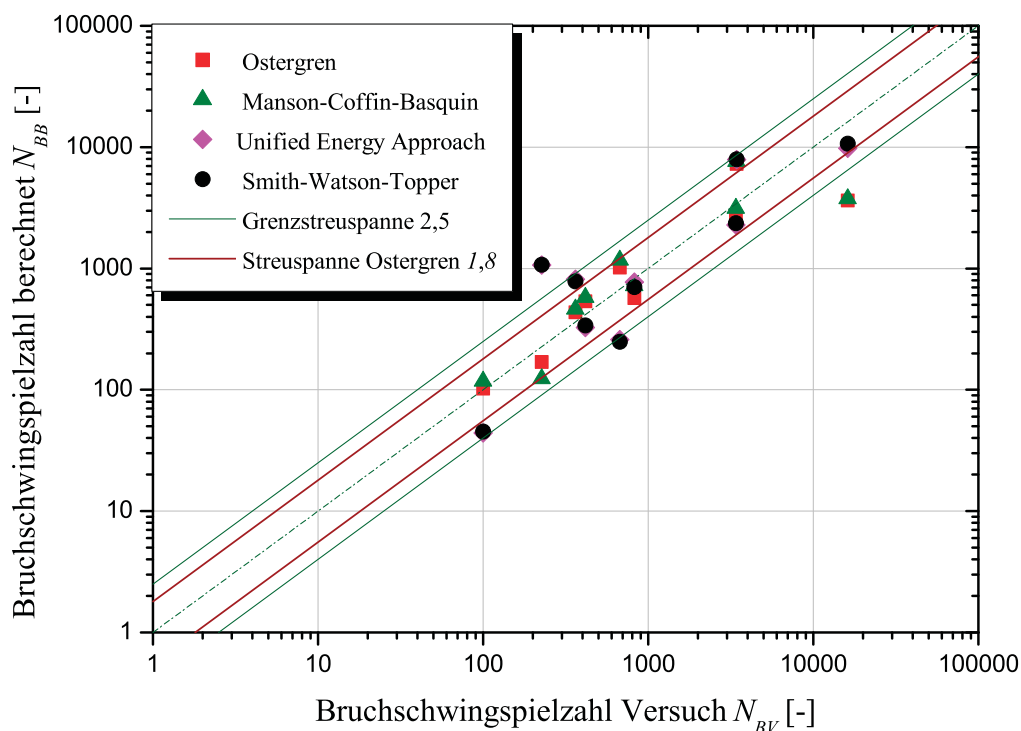


Abbildung 9.11: Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse unterschiedlicher Modelle

Die Aussage der Qualität wird dabei über die Streuspanne der Ergebnisse getroffen. In Abb. 9.12 ist die 90%ige Streuspanne für die einzelnen Modelle aufgetragen, welche so definiert ist, dass 90% der ausgewerteten Versuche innerhalb dieses Bereichs liegen.

Aus Abb. 9.11 kann entnommen werden, dass das Modell nach *Ostergren* die geringste Streuspanne aufweist und somit die Lebensdauer für diesen Werkstoff am besten nachbilden kann.

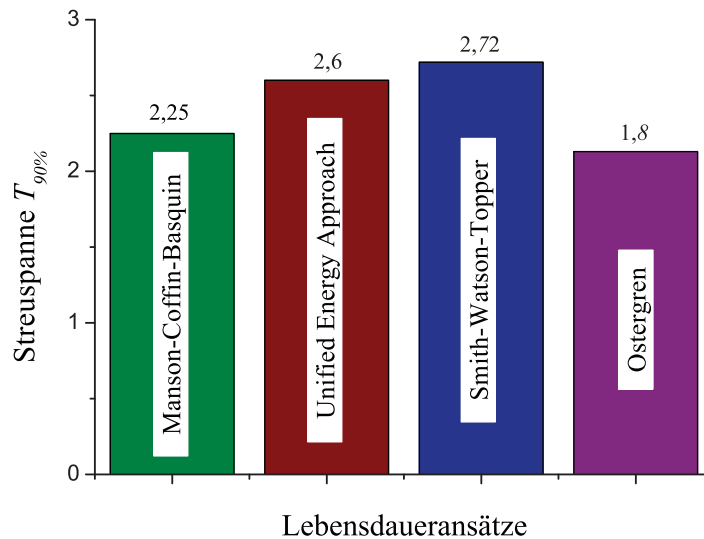


Abbildung 9.12: Gegenüberstellung der ermittelten Streuspannen $T_{90\%}$

9.2 Lebensdauerbewertung eines signifikanten Elements

Zur Bewertung der Lebensdauer der Struktur wird das Element, an dem die größten Zugbelastungen auftreten, ausgewählt. Dieses liegt an der äußeren Randfaser an der nicht beheizten Oberfläche, siehe Abb. 9.13. Die in diesem Element auftretende Belastungssituation im zweiten Zyklus wird als Basis für eine Lebensdauerbewertung herangezogen.

Als zugrundeliegendes Lebensdauermodell wird der Ansatz des Schädigungsparameters nach *Ostergren* herangezogen, da dieser die geringste Streuspanne mit $T_{90\%} = 1,8$ aufweist. Der Schädigungsparameter nach *Ostergren* errechnet sich mit der Beziehung nach Glg. 2.14, wobei die Lebensdauer von diesen durch Glg. 2.16 abhängig ist.

Die Werte für die werkstoffspezifischen Größen a und c sowie die Belastungswerte zur Bestimmung des Schädigungsparameters für das entsprechende Element sind dabei in Tab. 9.1 zusammengefasst. Zusätzlich beinhaltet die Tabelle die abgeschätzte Anzahl der Zyklen des entsprechenden Elements bis zum Versagen mit $N_B = 59530$ Zyklen.

Werte zur Lebensdauerabschätzung nach Ostergren				
a	c	σ_o	$\Delta\varepsilon_{pl}$	N_B
[1/MPa]	[-]	[MPa]	[1/1000]	[-]
0.9347	-0.47332	74.31	0.069131	59530

Tabelle 9.1: Eingangsgrößen zur Abschätzung der Lebensdauer

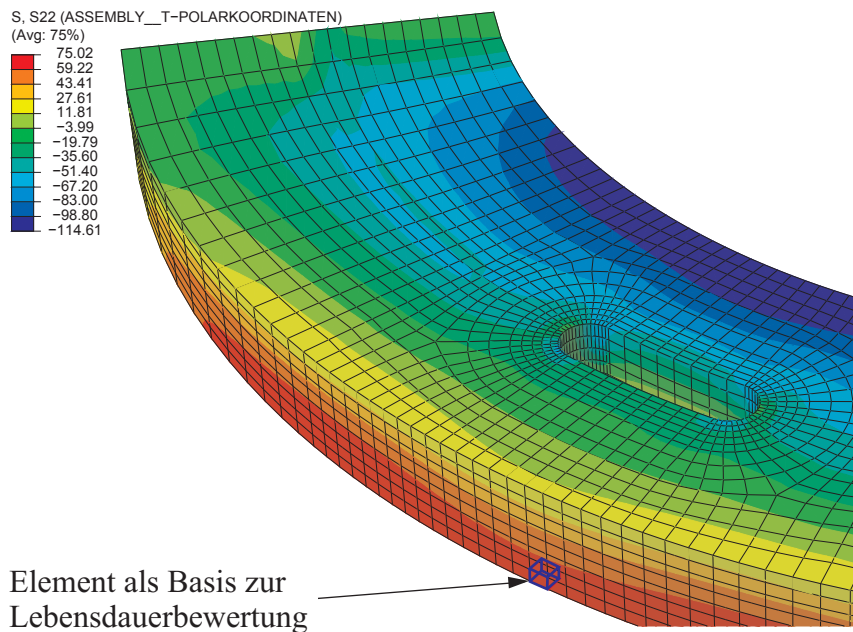


Abbildung 9.13: Charakteristisches Element zur Bewertung der Lebensdauer

Das herangezogene Element weist die geringste Lebensdauer für die an der Außenseite liegenden Elemente auf. Somit ist die ermittelte Zyklenzahl für das spezifische Element gleichzusetzen mit der Lebensdauer für das gesamte Bauteil.

Die geringste Lebensdauer der Elemente an der nicht beheizten Fläche kann damit begründet werden, dass an dieser Stelle der Temperaturgradient die größte Auswirkung hat. Zugleich kommt es durch das Zusammentreffen zweier Flächen, Unterseite und Außenfläche, zur erhöhten Konzentration von Energie in Form von Wärme an der Kante des Elements. Dadurch lässt sich die geringe Lebensdauer des spezifischen Elements erklären.

10 Resümee

Dieses Kapitel soll abschließend die wesentlichen Punkte der verfassten Arbeit auflisten und die gefundenen Erkenntnisse zusammenfassen. Eine detaillierte Beschreibung der einzelnen Teilschritte bzw. die dazugehörigen Resultate sind den entsprechenden Kapiteln zu entnehmen.

10.1 Wesentliche Einflussfaktoren unter thermo-mechanischer Ermüdung

Um das Materialverhalten unter thermo-mechanischer Belastung besser verstehen zu können, werden in den ersten Kapiteln die wesentlichen Einflussgrößen sowie die werkstoffspezifischen Faktoren hinsichtlich thermo-mechanischer Ermüdung näher betrachtet. Dabei werden neben den werkstoffrelevanten Einflüssen auch die verantwortlichen Schädigungsmechanismen identifiziert und näher beschrieben.

In weiterer Folge werden Lebensdauerkonzepte, die speziell für die Lebensdauervorhersage thermo-mechanisch beanspruchter Bauteile entwickelt worden sind, vorgestellt. Des Weiteren werden die Qualitäten dieser Konzepte jenen von konventionellen LCF-Lebensdaueransätzen gegenübergestellt bzw. die Anwendbarkeit LCF basierter Lebensdauermodelle wird diskutiert.

Eine umfassende Untersuchung der Einsatzmöglichkeiten der im Finite Elemente Solver *Abaqus*® implementierten Materialmodelle zur Simulation von Bauteilen unter thermo-mechanischer Belastung wird durchgeführt. Dabei hat sich herausgestellt, dass das *nonlinear isotropic/kinematic hardening model* die besten Ergebnisse bei der Abbildung des plastischen Materialverhaltens unter TMF-Belastung zeigt. Das Modell beschreibt das Verhalten nach Überschreitung des linear elastischen Bereichs nach der Beziehung in Glg. 6.1.

10.2 Parametererstellung

Um das Materialverhalten mit dem *nonlinear isotropic/kinematic hardening* Modell zu beschreiben, ist die Kenntnis der Materialparameter $\sigma|_0$, C und γ notwendig. Diese Größen werden aus Ergebnissen von TMF-Versuchen, die bei unterschiedlichen Belastungsniveaus durchgeführt werden, ermittelt. Die Veränderung des Belastungsszenarios beinhaltet eine Verände-

zung der Dehnungsbehinderung sowie der beaufschlagten Temperaturdifferenz. Als Basis für die Ermittlung dienen die Spannungs-Dehnungsverläufe bei halber Bruchschwingspielzahl, um werkstoffcharakteristische Effekte wie Einschwingvorgänge ausschließen zu können.

Mittels einer erstellten *Matlab*® Routine werden die Messergebnisse gefiltert und aufbereitet, um daraus die entsprechenden Parameter zu ermitteln. Im Anschluss an die Messdatenaufbereitung erfolgt die Berechnung der gesuchten Parameter mittels einer uneingeschränkten nicht-linearen Optimierung. Dabei erfolgt eine Anpassung der Parameter bis mittels der Beziehung nach Glg. 6.1 der Verlauf der Messdaten bestmöglichst nachgebildet werden kann. Als Ergebnis werden die gesuchten Parameter $\sigma|_0$, C und γ ausgegeben, welche in *Abaqus*® implementiert werden können, um das Verhalten entsprechend den Versuchsergebnissen nachzubilden.

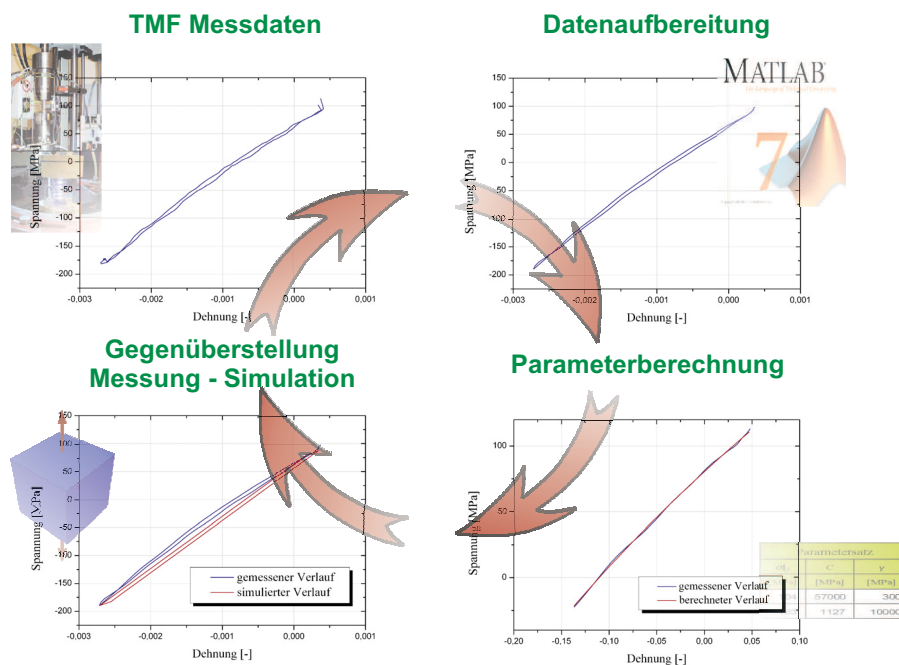


Abbildung 10.1: Ablaufschema bei der Erstellung der Parameter für das Werkstoffmodell

Basierend auf der Tatsache, dass TMF-Versuche sehr kostenintensiv in der Durchführung sind, wird lediglich eine geringe Anzahl von Versuchsdaten zur Kalibrierung der Parameter herangezogen. In weiterer Folge wird ein Zusammenhang zwischen den einzelnen Größen Temperatur, Dehnungsbehinderung und Belastungsrichtung erstellt, um aus den wenigen vorhandenen Daten weitere Werkstoffparameter ermitteln zu können. Damit kann eine Parametermatrix abgeleitet werden, die das Materialverhalten auch unter anderen als den getesteten Belastungsszenarien widerspiegelt.

10.3 Implementierung des Materialmodells

Um die Anwendung des erstellten Materialmodells zu verifizieren, wird dieses in ein Simulationsmodell implementiert. Als beispielhafte Struktur wird eine ringförmige Scheibe mit der Anlehnung an die Funktion einer Kupplungsscheibe gewählt.

Damit für die unterschiedlichen Belastungsszenarien die entsprechenden Materialparameter zur Ermittlung der mechanischen Lasten verwendet werden, ist eine *User Subroutine* entworfen worden, welche die Parameter der einzelnen Elemente für jedes Inkrement errechnet. Dadurch wird sichergestellt, dass das Materialverhalten unter Berücksichtigung von Temperatur, Dehnungsbehinderung und Belastungsrichtung abgebildet wird.

Entsprechend dem Modell ist die signifikante Geometrie berücksichtigen, wobei alle Auswertungen auf ein im Ursprung basierendes Koordinatensystem bezogen werden. Um die Materialcharakteristiken entsprechend richtig zu wählen, werden alle vektoriellen Größen innerhalb der *User Subroutine* auf dieses Koordinatensystem bezogen und somit einer Tensortransformation unterzogen.

10.4 Untersuchung unterschiedlicher Simulationsmodelle

Um das Materialverhalten der Struktur unter verschiedenen Bedingungen zu verifizieren, werden die Geometrie sowie die Belastungssituation bzw. Randbedingungen mehrmals variiert. So wird bewusst eine Ausnehmung in das Simulationsmodell eingebracht, um die Auswirkungen einer Spannungsüberhöhung infolge eines Spannungsgradienten sowie eine Veränderung der Dehnungsbehinderung zu studieren.

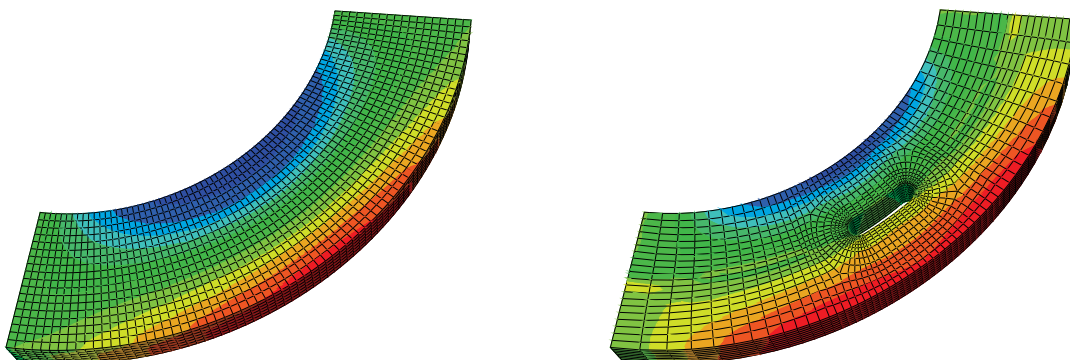


Abbildung 10.2: Verschiedene Modellierungsvarianten der untersuchten Struktur

Da sich aufgrund der guten Wärmeleiteigenschaften des Gusseisenwerkstoffs kein Plastifizieren des Materials infolge der thermischen Belastungen einstellt, wird die Struktur zusätzlich mit

einer mechanischen Last beaufschlagt. Infolge der zusätzlichen mechanischen Last kommt es zu einer radialen Verschiebung der Struktur. Die größten Beanspruchungen bei der gekerbten wie auch bei der ungekerbten Modellierungsvariante treten an den äußeren Randfasern der Struktur auf.

10.5 Lebensdauerbewertung

Die gekerbte thermisch und mechanisch beanspruchte Simulationsvariante wird einer Lebensdauerabschätzung unterzogen. Dabei werden in erster Linie die werkstoffspezifischen Parameter für die einzelnen Lebensdauermodelle anhand von TMF-Versuchsdaten bestimmt. Die Basis für diese Ermittlung stellen dieselben Versuche, wie sie bereits für die Bestimmung der Parameterfindung für das Werkstoffmodell verwendet worden sind, dar.

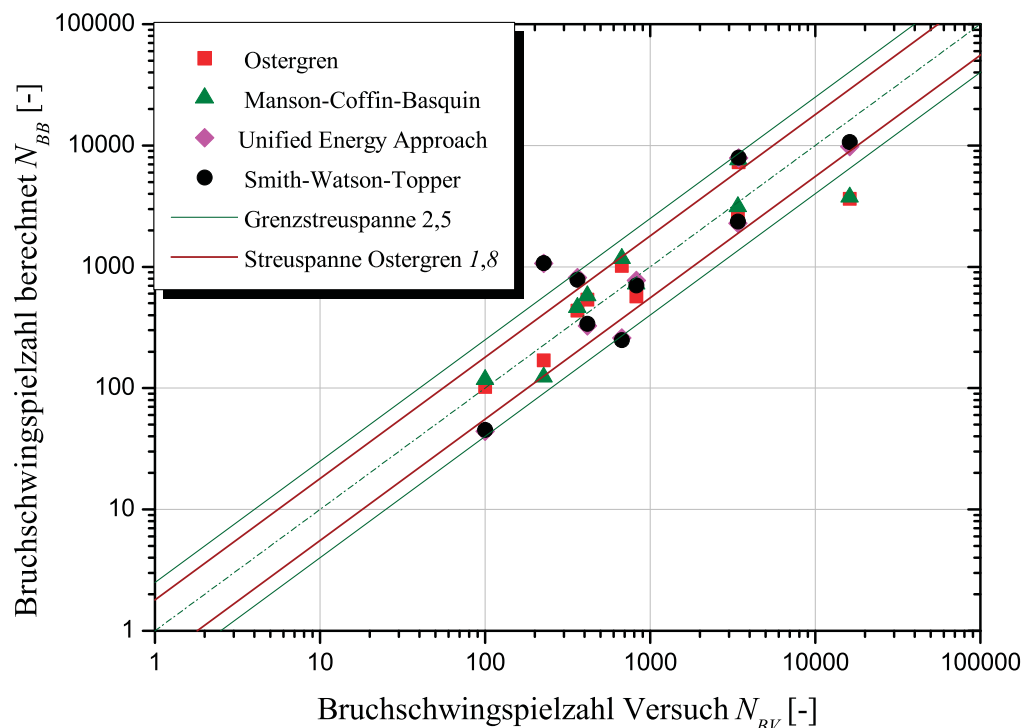


Abbildung 10.3: Vergleich der Streuspannen unterschiedlicher Lebensdauermodelle

Die einzelnen Lebensdauermodelle werden hinsichtlich ihrer Qualität gegenübergestellt, wobei die 90%ige Streuspanne zur qualitativen Bewertung herangezogen wird. Dabei zeigt das Lebensdauermodell nach *Ostergren* die geringste Streuspanne und somit die beste Qualität, weshalb dieser Ansatz für die weitere Abschätzung der Zyklenzahlen bis zum Versagen des Bauteils herangezogen wird.

Die Lebensdauerbewertung erfolgte schließlich an einem Element an der äußeren Randfaser, das zugleich auch eines der höchst beanspruchten Elemente in der Struktur ist.

10.6 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit beinhaltet neben einer grundlegenden Zusammenfassung der Einflussgrößen unter thermo-mechanischer Belastung eine Beschreibung von Ansätzen, die speziell für die Lebensdauerabschätzung von thermo-mechanisch beanspruchten Komponenten entwickelt wurden. Zudem ist eine Routine entwickelt worden, um Parameter für das *nonlinear isotropic/kinematic hardening model* für den Finite Elemente Solver *Abaqus*® aus TMF-Versuchsdaten abzuleiten. Diese Daten werden in ein Simulationsmodell integriert und an verschiedenen Varianten dieses verifiziert. Basierend auf den Simulationsergebnissen wurde eine Lebensdauerabschätzung der untersuchten Struktur vorgenommen.

Wie jede neue Entwicklung gibt es auch für das hier vorgestellte Konzept noch Verbesserungspotential. So müssen bei der *Matlab*® Routine Werte für den Elastizitätsmodul manuell vorgegeben werden, damit die Aufteilung in elastischen und plastischen Anteil korrekt erfolgt. Ein großer Fortschritt würde dabei eine Automatisierung dieses Prozesses darstellen, was zum Einem die Handhabung und zum Anderem die Bearbeitungszeit deutlich verbessern würde.

Zudem wäre eine Erweiterung der vorgestellten Vorgehensweise durch die Implementierung einer Lebensdauerabschätzung in die *User Subroutine* zur Einbindung der Materialdaten vorstellbar. Basierend auf diesen Ergebnissen könnte weiterführend eine Topologieoptimierung der untersuchten Struktur vorgenommen werden, wodurch eine Optimierung der Geometrie in Abhängigkeit von mechanischer sowie thermischer Belastungsgrößen möglich wäre.

Formelzeichen

Symbol	Einheit	Beschreibung
a	$[1/MPa]$	Werkstoffparameter nach <i>Smith-Watson-Topper</i>
α	$[MPa]$	Verschiebung der Plastizitätsfläche (engl. Back Stress)
α_{th}	$[1/K]$	linearer Wärmeausdehnungskoeffizient
α_1	$[-]$	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
α_2	$[-]$	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
α_{ij}	$[-]$	Richtungscosinuse
$\dot{\alpha}$	$[-]$	kinematische Verfestigungskomponente
A_u	$[1/J]$	Lebensdauerkoeffizient nach Riedler
b	$[-]$	Schwingfestigkeitsexponent
β	$[-]$	Parameter zur Beschreibung der Oxidationsschädigung
B	$[-]$	Parameter zur Beschreibung der Oxidationsschädigung
B_u	$[-]$	Lebensdauerexponent nach Riedler
c	$[-]$	Werkstoffparameter nach <i>Manson-Coffin-Basquin</i>
c^*	$[-]$	Werkstoffparameter nach <i>Smith-Watson-Topper</i>
c_ε	$[-]$	Exponent der Ermüdungsschädigungsschädigung
c_σ	$[-]$	Exponent der Ermüdungsschädigungsschädigung
C	$[MPa]$	anfänglicher Verfestigungsmodul
C_{Zug}	$[MPa]$	anfänglicher Verfestigungsmodul Zugbereich
C_{Druck}	$[MPa]$	anfänglicher Verfestigungsmodul Druckbereich
γ	$[-]$	Einflussfaktor von C
γ_{Zug}	$[-]$	Einflussfaktor von C Zugbereich
γ_{Druck}	$[-]$	Einflussfaktor von C Druckbereich
D^{total}	$[-]$	Gesamtschädigung nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
D^{fat}	$[-]$	Schädigung infolge Ermüdung nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
D^{ox}	$[-]$	Schädigung infolge Oxidation nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
D^{creep}	$[-]$	Schädigung infolge Kriechen nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
δ_0	$[-]$	Parameter zur Beschreibung der Oxidationsschädigung
ΔW	$[MPa]$	Dissipierte Energie Hysteresenenergie
ΔW_e	$[MPa]$	Dissipierte elastische Hysteresenenergie
ΔW_p	$[MPa]$	Dissipierte plastische Hysteresenenergie
ΔL	$[m]$	Längenänderung
ΔH	$[-]$	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
ε	$[-]$	Dehnung

ε^{me}	[–]	mechanische Dehnung
ε^{th}	[–]	thermische Dehnung
ε_a	[–]	Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,e}$	[–]	elastische Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,t}$	[–]	Gesamtdehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,p}$	[–]	plastische Dehnungsamplitude
$\Delta\varepsilon_{pl}$	[–]	plastische Dehnungsschwingbreite
ε'_f	[–]	Werkstoffparameter nach <i>Manson-Coffin-Basquin</i>
$\bar{\varepsilon}_{pl}$	[–]	equivalente plastische Dehnung
$\varepsilon_{a,p,N_B/2}^{mech}$	[–]	mech. pl. Dehnungsamplitude bei halber Bruchschwingspielzahl
$\dot{\varepsilon}$	[1/s]	Dehnrage
$\dot{\varepsilon}^{th}$	[1/s]	thermische Dehnrage
$\dot{\varepsilon}^{me}$	[1/s]	mechanische Dehnrage
$\underline{\underline{\varepsilon}}^{polar}$	[–]	Dehnungstensor in Polarkoordinaten
$\underline{\underline{\varepsilon}}^{kARTH}$	[–]	Dehnungstensor in karthesischen Koordinaten
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
E_T	[MPa]	Elastizitätsmodul bei Temperatur T
$E_{0[K]}$	[MPa]	Elastizitätsmodul bei 0[K]
f	[Hz]	Frequenz
f_{vp}	[–]	Verhältnis des elastischen zum gesamten Momentanen Modul
F_k	[–]	Temperaturkorrekturfaktor $\Sigma\sigma _0$
F_d	[–]	Korrekturfaktor $\Sigma\sigma _0$
F_{CZug}	[–]	Zugbereichskorrekturfaktor Parameter C
F_{CDruck}	[–]	Druckbereichskorrekturfaktor Parameter C
$F_{\gamma Zug}$	[–]	Zugbereichskorrekturfaktor Parameter γ
$F_{\gamma Druck}$	[–]	Druckbereichskorrekturfaktor Parameter γ
h_{cr}	[–]	Parameter zur Beschreibung der Oxidationsschädigung
L_0	[m]	Ausgangslänge
k_1	[–]	Frequenzexponent
K	[–]	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
K'	[–]	Verfestigungskoeffizient
K_v	[MPa]	elastischer Modul des elastisch-viskosen Netzwerks
K_p	[MPa]	plastischer Modul des Netzwerks
K_p^{eff}	[–]	Oxidationskonstante
K_{TM}	[–]	Dehnungsbehinderung
n	[–]	Verfestigungsexponent
n'	[–]	Verfestigungsexponent
N_B	[–]	Bruchschwingspielzahl
N_B^{total}	[–]	gesamte Bruchschwingspielzahl nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
N_B^{fat}	[–]	Bruchschwingspielzahl infolge Ermüdung nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
N_B^{ox}	[–]	Bruchschwingspielzahl infolge Oxidation nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
N_B^{creep}	[–]	Bruchschwingspielzahl infolge Kriechen nach <i>Neu-Sehitoglu</i>
N_f^{ox}	[–]	Bruchschwingspielzahl infolge Oxidationsschädigung nach <i>Sehitoglu</i>

P_{SWT1}	[MPa]	Schädigungsparameter nach <i>Smith-Watson-Topper</i> Art 1
P_{SWT2}	[MPa]	Schädigungsparameter nach <i>Smith-Watson-Topper</i> Art 2
P_{OST1}	[MPa]	Schädigungsparameter nach <i>Ostergren</i> Art 1
P_{OST2}	[MPa]	Schädigungsparameter nach <i>Ostergren</i> Art 2
$P_{W,foc}$	[J]	Separated Energy Approach
ϕ^{creep}	[-]	zeitunabhängiger Phasenfaktor für Kriechschädigung
ϕ^{ox}	[-]	zeitunabhängiger Phasenfaktor für Oxidation
Φ^{ox}	[-]	Phasenfaktor für Oxidation
Φ^{creep}	[-]	Phasenfaktor für Kriechschädigung
$\underline{\underline{\Phi}}$	[-]	Transformationsmatrix
$\underline{\underline{\Phi}}^T$	[-]	transponierte Transformationsmatrix
Q	[m ² /s]	Diffusionskonstante
R	[J/kgK]	allgemeine Gaskonstante
σ	[MPa]	mechanische Spannung
σ_a	[MPa]	Spannungsamplitude
σ'_f	[MPa]	Schwingfestigkeitskoeffizient
σ_o	[MPa]	Oberspannung
$\sigma ^0$	[MPa]	Plastizitätsgrenze
$ \sigma $	[MPa]	Verfestigungskoeffizient
$\sigma_{a,N_{B/2}}$	[MPa]	Spannungsschwingbreite bei halber Bruchschwingspielzahl
$\bar{\sigma}$	[-]	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
σ_{T_0}	[MPa]	Spannung bei Haltezeit
σ_H	[-]	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
σ_{max}	[MPa]	Maximalspannung
t_c	[s]	Haltezeit
t_0	[-]	Haltezeit
T	[K]	Temperatur
T_{max}	[MPa]	Maximaltemperatur
T_0	[-]	Temperatur bei Haltezeit
$W_{\epsilon_{a,p},\sigma_a,N_{B/2}}^{mech}$	[MPa]	akkumulierte plastische Dehnungsenergie
ξ_c	[-]	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
ξ^{creep}	[-]	Parameter zur Beschreibung der Kriechschädigung
ξ_f	[-]	Parameter zur Beschreibung der Ermüdungsschädigung
ξ^{ox}	[-]	Parameter zur Beschreibung der Oxidationsschädigung

Abbildungsverzeichnis

1.1	Problematik der thermo-mechanischen Ermüdung	2
2.1	Wechselwirkungspotential zweier Atome [31]	6
2.2	Vergleich zweier Werkstoffe mit unterschiedlichen Elastizitätsmoden	8
2.3	Belastungsverlauf bei IP-TMF (links) und OP-TMF (rechts) Beanspruchung	11
2.4	Schädigungsmechanismen unter thermo-mechanischer Belastung	12
2.5	Hystereseschleifen (a), zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve (b) [11]	15
2.6	Dehnungswöhlerlinie nach <i>Manson-Coffin-Basquin</i>	18
2.7	Ablaufschema der Lebensdauerabschätzung unter TMF-Beanspruchung	22
3.1	Veränderung der Streckgrenze infolge primärer plastischer Verformung	25
3.2	Verfestigung infolge zyklischer Belastung [1]	26
3.3	Zeitliches Kriechen [1]	26
3.4	Relaxation der Mittelspannung [1]	27
3.5	Grundtypen von Verfestigungsmodellen [9]	29
3.6	Definition der plastischen Bereiche für Zug und Druckbereich [1]	32
3.7	Aufbau des Two-Layer Plasticity Modells	33

3.8	Veränderung der Plastizitätsfläche im Spannungs-Dehnungsraum [1]	37
4.1	Oberspannungsverlauf bei TMF-Versuch	40
4.2	Lebensdauerbestimmung basierend auf dem <i>Unified Energy Approach</i>	41
5.1	Abmessungen der untersuchten Kupplungsscheibe	51
5.2	Schematischer Aufbau einer Einscheibenkupplung für Kraftfahrzeuge	52
5.3	Belastungsverlauf der untersuchten Problemstellung	53
5.4	Berechnete Spannungs-, Dehnungs- und Temperaturwerte eines Zyklus	54
5.5	Temperaturänderung des Bauteils bei einem Zyklus	55
5.6	Unterschiedliche Modellierungsvariante der Problemstellung	56
5.7	Elementteilung zur Bestimmung des Einflusses der Netzqualität	58
5.8	Tangentialspannung eines Vergleichselements über die benötigte Simulationszeit	59
5.9	Einfluss der Netzqualität auf Randeffekte durch Symmetriebedingungen	59
6.1	Parameterdefinition des <i>Combined Hardening Model</i>	61
6.2	Messdaten aus TMF-Versuch für Versuchsführung 38-08	62
6.3	Störeffekte während der Haltezeit	63
6.4	Prinzip zur Bestimmung des Wendepunkts	64
6.5	Unterteilung der Messdaten in linear elastischen und plastischen Anteil	65
6.6	Aufbereitete Messdaten für Versuch 38-08	66
6.7	Gegenüberstellung der Parameter an den Messdaten des Versuchs 38-08	67
6.8	Vergleich der plastischen Dehnungsanteile der Simulation und des Versuchs	69
6.9	Zusammenhang des Parameters $\Sigma\sigma _0$	70



6.10	Zusammenhang der Parameter C_{Zug} (a) und C_{Druck} (b)	71
6.11	Zusammenhang der Parameter γ_{Zug} (a) und γ_{Druck} (b)	72
6.12	E-Modul Simulation - Literatur	73
6.13	Symbolische Darstellung des Risswachstums in lamellarem Gusseisen	74
7.1	Temperaturdifferenzen bei Betrachtung mehrerer Zyklen	79
7.2	Variablenzuweisung abhängig von der Belastungssituation	80
7.3	Einfluss der richtungsabhängigen Auswertung am Beispiel der Spannung	81
7.4	Koordinatentransformation von kartesischen in polare Koordinaten	82
8.1	Schematische Darstellung unterschiedlicher Simulationsvarianten	85
8.2	Temperatur-Zeit-Verlauf der ersten drei Belastungszyklen	86
8.3	Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvarinte I	86
8.4	Belastungsverlauf Simulationsvariante I	87
8.5	Abmessungen der in die Struktur eingebrachte Nut	88
8.6	Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvarinte II	89
8.7	Position Teilstück (links), maximal auftretende Spannungen in tangentialer Richtung (rechts)	90
8.8	Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvarinte III	91
8.9	Spannungsverteilung in tangentialer Richtung der Simulationsvariante IV	92
8.10	Positionen der Vergleichselemente	93
8.11	Einfluss der Kerbe auf die Ausbildung der Spannungsverteilung	93
8.12	Vergleich des Spannungsverlaufs	94
8.13	Verformung der gekerbten Struktur	95



9.1	Ermittlung der werkstoffspezifischen Größen zur Lebensdauerbeschreibung . . .	97
9.2	Qualitative Bewertung von Lebensdauermodellen	98
9.3	Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach <i>Manson-Coffin</i>	99
9.4	Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse nach <i>Manson-Coffin</i>	100
9.5	Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach dem <i>Unified Energy Approach</i>	101
9.6	Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse für den <i>Unified Energy Approach</i>	102
9.7	Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach <i>Smith-Watson-Topper</i> . . .	103
9.8	Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse nach <i>Smith-Watson-Topper</i> . . .	104
9.9	Ermittlung der werkstoffspezifischen Parameter nach <i>Ostergren</i>	105
9.10	Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse nach <i>Ostergren</i>	106
9.11	Gegenüberstellung der Lebensdauerergebnisse unterschiedlicher Modelle	107
9.12	Gegenüberstellung der ermittelten Streuspannen $T_{90\%}$	108
9.13	Elemente der Lebensdauerbewertung	109
10.1	Ablaufschema Parametererstellung	111
10.2	Verschiedene Modellierungsvarianten der untersuchten Struktur	112
10.3	Vergleich der Streuspannen	113

Tabellenverzeichnis

2.1	Kennwerte Wärmeausdehnungskoeffizienten	4
2.2	Kennwerte Wärmeleitfähigkeiten	4
2.3	Kennwerte Elastizitätsmodul	5
2.4	Kennwerte für die Dehngrenze	6
2.5	Kennwerte Zeitstandsfestigkeit	7
5.1	Simulationsergebnisse unterschiedlicher Modellierungsvarianten	57
5.2	Netzfeinheit	58
6.1	Randbedingungen der herangezogenen Parameter	61
6.2	Berechneter Parametersatz der Versuchsführung 38-08	67
6.3	Korrekturfaktoren für den Zusammenhang $\Sigma\sigma _0$	70
6.4	Korrekturfaktoren Parameter γ	71
6.5	Korrekturfaktoren Parameter γ	72
6.6	Gesamtmatrix der interpolierten Parameter	75
7.1	Gesamtparametermatrix	77
9.1	Eingangsgrößen zur Abschätzung der Lebensdauer	108

Bibliografie

- [1] ABAQUS: Dassault Systemes Simulia Corp., Rhode Island, USA, <http://www.simulia.com>. 2007
- [2] BETTEN, J. : Tensorrechnung für Ingenieure. Stuttgart : B. G. Teubner, 1987
- [3] BÜRCEL, R. : Handbuch Hochtemperatur - Werkstofftechnik. New York : Vieweg Verlag, 1995
- [4] CHRIST, H.-J. : Wechselverformung von Metallen. Berlin : Springer Verlag, 1991
- [5] COFFIN, L. F.: Fatigue in Machines and Structure-Power Generation, Fatigue and Microstructure. In: ASM Materials Science Seminar
- [6] COFFIN, L. F.: A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. In: Trans. ASME 76 (1954), S. 931–950
- [7] DANZER, R. : Lebensdauerprognose hochfester metallischer Werkstoffe im Bereich hoher Temperaturen. Stuttgart : Gebr. Borntraeger, 1988
- [8] DIN DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V.: Gießereiwesen 1, Stahlguss und Gusseisen. Berlin - Wien - Zürich : Beuth, 2004
- [9] DORSCH, V. : Zur Anwendung und Numerik elastisch-plastischer Stoffgesetze. Stuttgart : Projektgruppe Prozesssimulation in der Umformtechnik von Univ.-Prof. em. Dr.-Ing. Dr. h.c. K. Lange, 1996
- [10] EICHLSEDER, W. : Skriptum zu Betriebsfestigkeit I. Montanuniversität Leoben : Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau, 2008
- [11] EICHLSEDER, W. : Skriptum zu Betriebsfestigkeit II. Montanuniversität Leoben : Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau, 2008
- [12] FLAIG, B. : Isothermes und thermisch-mechanisches Ermüdungsverhalten von GK-AlSi10Mgwa, GK-AlSi12CuMgNi und GK-AlSi6Cu4. Universität Karlsruhe (TH) : Dissertation, 1995
- [13] GEROLD, V. : Schädigungsmechanismen bei der Hochtemperaturermüdung, in Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe. DGM Deutsche Gesellschaft für Metallkunde : Munz, D., 1985

- [14] GIECK, R. : Technische Formelsammlung. D-82110 Germering : Gieck Verlag, 1995
- [15] ISO 16112: Compact (vermicular) graphite cast irons classification. Genf : International Standardisation Organisation, 2006
- [16] KLEINPASS, B. : Werkstoffreaktionen, Mikrostrukturen und Schädigungen bei NiCr22Co12Mo9 unter thermisch-mechanischer Wechselbeanspruchung. Fakultät Maschinenbau der Universität Karlsruhe (TH) : Dissertation, 1996
- [17] KÖBERL, H. : Entwicklung eines Modells zur Beschreibung des Lebensdauerhaltens von NE-Legierungen (Al, Cu, Ni) unter thermomechanischer Beanspruchung. Montanuniversität Leoben : Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau, 2009
- [18] KOPKA, H. ; DALY, P. : A Guide to Latex. Harlow : Pearson Education Limited, 1999
- [19] LÖHE, D. ; BECK, T. ; LANG, K.-H. : Important aspects of cyclic deformation, damage and lifetime behaviour in thermomechanical fatigue of engineering alloys. In: Fifth International Conference on Low Cycle Fatigue
- [20] MATLAB: The MathWorks, Natick, Massachusetts, USA, <http://www.mathworks.com>. 2009
- [21] MERKEL, M. ; THOMAS, K. : Taschenbuch der Werkstoffe. Leipzig : Fachbuchverlag Leipzig-Köln, 1994
- [22] MINICHMAYR, R. : Modellierung und Simulation des thermo-mechanischen Ermüdungsverhaltens von Aluminiumbauteilen. Montanuniversität Leoben : Dissertation, 2005
- [23] NECHTELBERGER, E. : Gußeisenwerkstoffe, Eigenschaften unlegierter und niedriglegierter Gußeisen mit Lamellengraphit/Kugelgraphit/Vermiculargraphit im Temperaturbereich bis 500°C. Leoben : Österreichisches Gießereinstitut, 1977
- [24] NEU, R. ; SEHITOGLU, H. : Thermo-mechanical Fatigue, Oxidation and Creep, Part II: Life Prediction. In: Metals Transactions 20A (1989), S. 1768–1783
- [25] NEU, R. ; SEHITOGLU, H. : Thermo-mechanical Fatigue, Oxidation and Creep, Part I: Damage Mechanisms. In: Metals Transactions 20A (1989), S. 1755–1767
- [26] OSTERGREN, W. J.: A Damage Function and Associated Failure Equations for Predicting Hold Time and Frequency Effects in Elevated Temperature Low Cycle Fatigue. In: Journal of Testing and Evaluation 4 (1976), S. 237–239
- [27] RADAJ, D. ; VORMWALD, M. : Ermüdungsfestigkeit. Berlin : Springer, 2007
- [28] RAMBERG, W. ; OSGOOD, W. : Description of Stress-Strain Curves by three Parameters. In: NACA Technical Note 902
- [29] RIEDLER, M. : Simulation der Lebensdauer von Bauteilen unter thermomechanischer Ermüdungsbeanspruchung. Montanuniversität Leoben : Dissertation, 2005



- [30] RIEDLER, M. ; WINTER, G. ; MINICHMAYR, R. ; EICHLSEDER, W. : Methodikfindung zur Simulation von thermomechanisch beanspruchten Motorbauteilen aus Aluminiumlegierungen. Planeramml : 1. Leobener Betriebsfestigkeitstage, 2006
- [31] RÖSLER, J. ; HARDERS, H. ; BÄKER, M. : Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. Stuttgart - Leipzig - Wiesbaden : Teubner, 2003
- [32] SERMAGE, J. P. ; LEMAITRE, J. ; DESMORAT, R. : Multiaxial creep-fatigue under anisothermal conditions. In: Fat Fract Engng Mat Struct 23 (1996), S. 241–252
- [33] SMITH, K. N. ; WATSON, P. ; TOPPER, T. H.: A stress-strain function for the fatigue of metals. In: Journal of Materials, JMLSA 5 4 (1970), S. 767–778
- [34] WINTER, G. : Thermomechanische Ermüdung des Gusseisenwerkstoffs GJV45. Montanuniversität Leoben : Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau, 2008