Zum Nachweisverfahren für die Ermüdungsbeanspruchung von automatisierten Hochregallagern mit Shuttle-System

Vom Fachbereich
Bauingenieurwesen
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität
Kaiserslautern-Landau
zur Verleihung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEUR (Dr.-Ing.)

genehmigte

DISSERTATION

von

Katharina Rita Klein, M.Sc.

aus Wadern

Dekan	Prof. Dr.-Ing. Karsten Körkemeyer
1. Berichterstatter	Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Kurz
2. Berichterstatter	Prof. Dr.-Ing. Frank Balle
Tag der mündlichen Prüfung:	13.05.2025

Kaiserslautern 2025

(D 386)

Katharina Rita Klein

Zum Nachweisverfahren für die Ermüdungsbeanspruchung von automatisierten Hochregallagern mit Shuttle-System

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand in den Jahren 2018 bis 2023 während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Fachgebiet Stahlbau des Fachbereichs Bauingenieurwesen der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau (ehemals Technische Universität Kaiserslautern).

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Kurz für die Möglichkeit zur Promotion sowie für das mir entgegengebrachte Vertrauen und die fachliche Begleitung im Verlauf dieser Arbeit. Für die stets offene Tür, die unkomplizierte und hilfreiche Unterstützung in allen Phasen der Dissertation sowie den wissenschaftlichen Austausch bin ich sehr dankbar.

Auch dem zweiten Berichterstatter, Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank Balle, gilt mein Dank, insbesondere für die Unterstützung bereits zu Beginn meiner Arbeit. Weiterhin danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Matthias Pahn für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Ein ganz großer Dank gilt auch allen derzeitigen sowie ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am Fachgebiet Stahlbau sowie am Fachgebiet Massivbau und Baukonstruktion. Danke euch für die sehr schöne und lehrreiche Zeit und die stets freundschaftliche Zusammenarbeit über die Jahre.

Ein weiterer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Tilmann Beck und Dr.-Ing. Bastian Blinn vom Lehrstuhl für Werkstoffkunde des Fachbereichs Maschinenbau und Verfahrenstechnik der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau für die Unterstützung und Durchführung der instrumentierten Härtemessungen. Ebenso danke ich Herrn Prof. Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Peter Starke des Fachgebiets für Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung des Fachbereichs Angewandte Ingenieurwissenschaften der Fachhochschule Kaiserslautern für die Durchführung der röntgengenographischen Eigenspannungsmessung.

Zudem möchte ich meinen herzlichen Dank an meinen Projektpartner im Forschungsprojekt der BITO-Lagertechnik Bittmann GmbH, insbesondere Herrn Andreas Lörsch, Herrn Bastian Behrendt und Herrn Dr.-Ing. Peter Bastian, aussprechen. Danke für die stets konstruktiven und positiven Gespräche sowie die Durchführung der Großversuche in Meisenheim.

Meinen Dank auch allen Studierenden, die mich als wissenschaftliche Hilfskräfte oder im Rahmen ihrer Abschlussarbeiten unterstützt haben. Ihr Engagement war entscheidend für die Durchführung der Untersuchungen. Ebenso danke ich den Mitarbeitenden des Labors für Konstruktiven Ingenieurbau der RPTU Kaiserslautern-Landau für ihre tatkräftige Unterstützung bei den Versuchsreihen.

Zuletzt möchte ich meinen ganz großen Dank an meine Familie und Freunde aussprechen, die mich von Anfang an begleitet haben. Ein ganz besonderer Dank gilt meinem Mann Matthias für seinen stetigen Rückhalt, sein Verständnis und seine Unterstützung in allen Lebenslagen.

Korntal-Münchingen, Mai 2025

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung

Der Einsatz von automatisierten Shuttlesystemen in Hochregallagern, insbesondere bei Systemen mit kleinen Ladeeinheiten, ist in den letzten Jahren stark angestiegen. Spezifisch für den Einsatz von Shuttle-Systemen im Vergleich zu konventionellen Regalbediengeräten ist die erhöhte zyklische Belastung der Tragkonstruktion des Regallagers selbst. Die Shuttle-Fahrzeuge bewegen sich auf Fahrschienen im Regallager, die gleichzeitig zum Lastabtrag der eingelagerten Güter in die Regalstützen beiträgt. Durch diese deutlich erhöhte zyklische Beanspruchung rückt die Gefahr des Ermüdungsversagens in den Vordergrund. Anstelle eines kostenintensiven Monitorings der relevanten Bauteile über die gesamte Lebensdauer der Regalanlage ist vielmehr die Sicherstellung der Ermüdungsfestigkeit bereits in der Planungsphase naheliegend. Die Besonderheiten der ermüdungsbeanspruchten Regalbauteile liegen unter anderem in der Verwendung dünnwandiger, kaltgeformter, nicht geschweißter sowie verzinkter Bauteile, die zudem eine Vielzahl von Kerben ausweisen. Diese resultieren zum einen aus den engen Biegeradien und zum anderen aus den für Regalbauteile typischen Stanzungen.

In diesem Projekt wurde zunächst eine umfangreiche Literaturrecherche durchgeführt, um ein geeignetes Nachweiskonzept für die Ermüdungsbeanspruchung von automatisierten Hochregallagern mit Shuttle-Systemen zu identifizieren. Dabei kristallisierte sich das Kerbdehnungskonzept aufgrund seiner hohen Flexibilität und umfassenden Anwendbarkeit als geeignetes Konzept heraus. Bei diesem Konzept können die zahlreichen Eingangsparameter in den Nachweis sowohl analytisch abgeschätzt als auch numerisch und/oder experimentell ermittelt werden können. Im Rahmen dieser Arbeit wurden umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen durchgeführt, um eine geeignete Vorgehensweise bei der Nachweisführung ermitteln zu können. Dazu zählen unter anderem dehnungsgeregelte Wöhlerversuche, Incremental Step Tests und spannungsgeregelte Wöhlerversuche sowie zahlreiche Voruntersuchungen wie Eigenspannungsmessungen, Rauheitsmessungen und Härtemessungen. Die numerischen Untersuchungen umfassten neben der Simulation des Herstellungsprozesses der Fahrschiene auch rein elastische sowie elastisch-plastische Volumenelementsimulationen und Simulationen mit Schalenelementen. Dadurch ergibt sich eine große Variationsbreite der Eingangsparameter für den Nachweis.

Ein Ziel der Arbeit ist es, die wesentlichen Unterschiede für die auf verschiedenste Weise ermittelten Eingangsparameter zu identifizieren und zu analysieren, wie sich die Ermittlung eines Eingangsparameters, d. h. analytisch, experimentell oder numerisch, auf die rechnerische Lebensdauer auswirkt. Weiterhin sollen Empfehlungen für die eigentliche Ermittlung dieser Eingangsparameter gegeben werden, um unterschiedliche Vorgehensweisen bereitzustellen, die sich im numerischen und experimentellen Aufwand und der daraus resultierenden rechnerischen Lebensdauer unterscheiden. Dies wurde durch eine umfangreiche Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse realisiert. Diese Arbeit soll einen Beitrag dazu leisten, durch das flexible und vielseitige Kerbdehnungskonzept zu navigieren, um die geforderte Lebensdauer der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers wirtschaftlich und zuverlässig zu ermitteln.

Abstract

The use of automated shuttle systems in high-bay warehouses, particularly in systems with small load units, has increased significantly in recent years. One of the particular attributes of shuttle systems compared to conventional stacker cranes, or even manual storage, is the cyclical load on the supporting structure of the racking system itself. The shuttle vehicles move on rails in the racking system, which also serves to transfer the load to the rack supports for the stored goods. This greatly increases cyclic load on the racking components, brings the risk of fatigue failure to the forefront. Instead of cost extensive monitoring methods of the relevant components over the entire service life of the racking system, it is more cost effective to ensure fatigue resistance in the design phase. The characteristics of components subject to fatigue loading include the use of thin-walled, cold-formed, and galvanized components, which are generally not welded. Other attributes include the large number of notches resulting from the tight bending radii on one hand and the numerous punched holes typical of racking systems on the other.

In this project, extensive scholarly research was carried out to identify a suitable fatigue analysis for the fatigue loading of automated high-bay warehouses with shuttle systems. The local strain approach emerged as a appropriate concept due to its high flexibility and comprehensive applicability. This concept is characterized by it ability to have numerous input parameters of the fatigue analysis that can be estimated analytically, as well as determined numerically and/or experimentally. As part of this work, extensive experimental and numerical investigations were conducted to determine a suitable procedure for fatigue analysis. These investigations included strain-controlled Wöhler tests, incremental step tests, and stress-controlled Wöhler tests, as well as numerous preliminary investigations, such as residual stress measurements, roughness measurements, and hardness measurements. In addition to simulating the manufacturing process of the rail, the numerical investigations included purely elastic and elastic-plastic volume element simulations and shell element simulations. This resulted in a wide range of input parameters for the fatigue analysis.

The objective of the presented work is, among other aspects, to identify the essential differences for the input parameters determined in various ways and to analyse how the determination of an input parameter, i.e. analytically, experimentally or numerically, affects the calculated service life. Furthermore, recommendations for the analytical, experimental, or numerical determination of these input parameters are to be given in order to provide different procedures that vary in numerical and experimental effort and the resulting calculated service life. This has been conducted through an extensive parameter study and sensitivity analysis. This work is intended to contribute to navigating through the flexible and versatile local strain approach in order to determine the required service life of the rails of an automated high-bay warehouse, economically and reliably.

Formelzeichen und Abkürzungen

Kleine griechische Buchstaben

Symbol	Beschreibung
α	Signifikanzniveau
γ_L	Teilsicherheitsbeiwert zur Absicherung der Lastfolge
γ_M	Teilsicherheitsbeiwert zur Absicherung der Wöhlerlinie
γ_{Mf}	Teilsicherheitsbeiwert für eine Bauteileigenschaft
θ	Beugungswinkel beim spannungsbehafteten Bauteil
θ_0	Beugungswinkel beim spannungsfreien Bauteil
$\Delta\theta$	Änderung des Beugungswinkels
ε	Dehnung
ε_a	Gesamte Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,e}$	Elastische Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,p}$	Plastische Dehnungsamplitude
ε_{close}	Dehnung bei der sich der Riss in einer Hysteresenschleife schließt
$\Delta\varepsilon_{eff}$	Effektive Rissöffnungsdehnung
$\varepsilon_f^{'}$	zyklischer Duktilitätskoeffizient
ε_m	Mittlere Dehnung eines Schwingspiels
ε_{max}	Maximale Dehnung einer Hysteresenschleife
ε_{min}	Maximale Dehnung einer Hysteresenschleife
ε_o	Oberdehnung eines Schwingspiels
ε_{open}	Dehnung bei der sich der Riss in einer Hysteresenschleife öffnet
$\varepsilon_{open,ein}$	Dehnung bei der sich der Riss in einer fiktiven, einstufigen Hysteresenschleife öffnet
ε_{ReH}	Fließdehnung bei bei der oberen Streckgrenze
ε_{ReL}	Fließdehnung bei bei der unteren Streckgrenze
ε_{Rm}	Bruchdehnung
$\varepsilon_{Rm,pl}$	Plastischer Anteil der Bruchdehnung
ε_u	Unterdehnung eines Schwingspiels
λ	Wellenlänge
μ	Lageparameter/Mittelwert einer Grundgesamtheit
ν	Poissionszahl
ν	Freiheitsgrad einer statistischen Verteilungfunktion
ν	Völligkeit des Lastkollektivs
ν_s	Variationskoeffizient einer Stichprobe
σ	Spannung
σ	Standardabweichung einer Grundgesamtheit
σ^2	Varianz einer Grundgesamtheit
σ_a	Spannungsamplitude
σ_{close}	Spannung bei der sich der Riss in einer Hysteresenschleife scließt
$\Delta\sigma_{eff}$	Effektive Rissöffnungsspannung

Symbol	Beschreibung
σ_E	Eigenspannung
σ_F	Rechnerische Fließspannung
$\sigma_f^{'}$	Schwingfestigkeitskoeffizient
σ_m	Mittlere Spannung eines Schwingspiels
σ_{max}	Maximale Spannung einer Hysteresenschleife
σ_{min}	Maximale Spannung einer Hysteresenschleife
σ_o	Oberspannung eines Schwingspiels
σ_{open}	Spannung bei der sich der Riss in einer Hysteresenschleife öffnet
σ_u	Unterspannung eines Schwingspiels
$\sigma_{V,max}$	Maximale von Mises Vergleichsspannung
$\sigma_{V max,d}$	Maximale abgesicherte von Mises Vergleichsspannung
σ_w	Wechselfestigkeit
ϕ	Winkel zwischen einer festen Richtung in der Oberfläche der Probe und der Projektion der Normalen der Beugungsebenen in diese Ebene
ϕ_v	Vergleichsumformgrad
$\phi(z)$	Dichtefunktion der Standardnormalverteilung
$\chi^2_{\nu,p}$	p-Quantil der χ^2-Verteilung für den Freiheitsgrad ν
ψ	Winkel zwischen der Normalen der Probenoberfläche und der Normalen zu den Beugungsebenen

Große griechische Buchstaben

Symbol	Beschreibung
Γ	Eulersche Gammafunktion
Θ_o	Oberspannung eines Schwingspiels
ΔLD	Abweichung der Lebensdauer zum Referenzfall
$\Delta LDRef2$	Abweichung der Lebensdauer zum Referenzfall 2
$\Phi(z)$	Verteilungsfunktion der Standardnormalverteilung

Kleine lateinische Buchstaben

Symbol	Beschreibung
a_0	Mechanisch kurze Anrisslänge
a_{end}	Definierte Risslänge als Versagenskriterium
a_p	Faktor zur Berücksichtigung der Mittelspannung beim Schädigungsparameter nach Bergmann P_B
b	Schwingfestigkeitsexponent
c	Zyklischer Duktilitätsexponent
d_1	Steigung der Wöhlerlinie im vorderen Bereich
d_2	Steigung der Wöhlerlinie im hinteren Bereich
f_{RAM}	Bauteilfaktor
h	Eindringtiefe

Symbol	Beschreibung
h_{max}	maximale Eindringtiefe
k	k-Faktor in Abhängigkeit der Anzahl der Versuche
k	Faktor zur Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit bei P_{RAM}
l_0	Anfangsmesslänge
m	Steigung der Wöhlerlinie
n	Anzahl der Versuche einer Versuchsreihe
n	Verfestigungsexponent
n_{bm}	Statistische Stützzahl
n_p	Werkstoffmechanische Stützzahl
n_{st}	Bruchmechanische Stützzahl
$n^{'}$	Zyklischer Verfestigungsexponent
s	Standardabweichung einer Stichprobe
$s_{\log x}$	Standardabweichung einer logarithmisch normalverteilten Stichprobe
$t_{\nu,p}$	p-Quantil der Stundet-t-Verteilung mit dem Freiheitsgrad ν
x_i	Merkmalswert/Merkmalsausprägung i
x_{LF}	Ertragbare Durchläufe durch die Lastfolge
$\bar{x}$	Lageparameter/Mittelwert einer Stichprobe
$\log \bar{x}$	Lageparameter/Mittelwert einer logarithmisch normalverteilten Stichprobe
$\bar{x}_G$	Geometrischer Mittelwert einer Stichprobe
$\log \bar{x}_G$	Geometrischer Mittelwert einer Stichprobe
z_p	p-Qantil der Standardnormalverteilung

Große lateinische Buchstaben

Symbol	Beschreibung
A_g	Gleichmaßdehnung
A_k	Bruchdehnung
A_0	Anfangsmesslänge
A_σ	Hochbeanspruchte Fläche
D	Schadenssumme des gesamten Lastkollektivs
D	Netzebenen-/Gitterebenenabstand des spannungsbehafteten Bauteils
D_i	Schadenssumme einer Laststufe des Lastkollektivs
D_0	Netzebenen-/Gitterebenenabstand des spannungsfreien Bauteils
E	Elastizitätsmodul
E_{IT}	elastischer Eindringmodul
F	(Prüf-)Kraft
F_{max}	maximale (Prüf-)Kraft
G	Spannungsgradient
H_{IT}	Eindringhärte
I	Intensität des Röntgenstrahls
K_A	Anisotropie-Faktor

Symbol	Beschreibung
K_P	Technologischer Größenfaktor
K_p	Traglastformzahl
$K_{R,P}$	Rauheitsfaktor
$K^{'}$	Zyklischer Verfestigungskoeffizient
M_σ	Mittelspannungsempfindlichkeit
N	Schwingspielzahl
$(2N)$	Schwingumkehrung ($\frac{1}{2}$ Schwingspiel)
N_D	Anzahl der erstragbaren Schwingspiel bei der Dauerfestigkeit
N_T	Schwingspielzahl bei der sich elastischer und plastischer Anteil der Dehnungs-Wöhlerlinie schneiden
$N_{0\varepsilon_p}$	Schwingspielzahl bei der der plastische Dehnungsanteil ε_{p0} beträgt
$N_{0\sigma}$	Schwingspielzahl bei der der elastische Dehnungsanteil $\frac{\sigma_0}{E}$ beträgt
P	Wahrscheinlichkeit/Konfidenzniveau
P_A	Ausfallwahrscheinlichkeit
P_B	Schädigungsparameter nach Bergmann
P_D	Dauerfestigkeit in der Schädigungsparameterwöhlerlinie
P_{HL}	Schädigungsparameter nach Haibach und Lehrke
P_J	Schädigungsparameter nach Vormwald
P_{RAJ}	Schädigungsparameter in der FKM-Richtlinie in Anlehnung an P_J nach Vormwald
$P_{RAJ,Z}$	Stützstelle der P_{RAJ} Schädigungsparameter-Wöhlerlinie des Bauteils
$P_{RAJ,D}$	Dauerfestigkeit der P_{RAJ} Schädigungsparameter-Wöhlerlinie des Bauteils
$P_{RAJ,Z,WS}$	Stützstelle der P_{RAJ} Schädigungsparameter-Wöhlerlinie des Werkstoffes
$P_{RAJ,D,WS}$	Dauerfestigkeit der P_{RAJ} Schädigungsparameter-Wöhlerlinie des Werkstoffes
P_{RAM}	Schädigungsparameter in der FKM-Richtlinie in Anlehnung an P_{SWT} nach Smith Watson und Topper
P_{SWT}	Schädigungsparameter nach Smith Watson und Topper
$P_{RAM,Z}$	Stützstelle der P_{RAM} Schädigungsparameter-Wöhlerlinie des Bauteils
$P_{RAM,Z,WS}$	Stützstelle der P_{RAM} Schädigungsparameter-Wöhlerlinie des Werkstoffes
$P_{RAM,D,WS}$	Dauerfestigkeit der P_{RAM} Schädigungsparameter-Wöhlerlinie des Werkstoffes
$P_{Ü}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
R	Verhältnis von Ober- zu Unterspannung bzw. -dehnung
R_a	arithmetische Mittelwert der absoluten Beträge der Abweichungen des Rauheitsprofils von der Mittellinie
R_{eH}	Untere Streckgrenze
R_{eH}	Obere Streckgrenze
R_{IT}	Eindringrelaxation

Symbol	**Beschreibung**
R_m	Zugfestigkeit
R_p	größte Profilspitze, also der größte Abstand von der Mittellinie zur höchsten Spitze des Rauheitsprofils
$R_{p0,2}$	0,2%-Dehngrenze
$R^{'}_{p0,2}$	Zyklische 0,2%-Dehngrenze
R_q	Mittelwert aus allen quadrierten Abweichungen des Rauheitsprofils von der Mittellinie
R_v	größte Profiltal, also der größte Abstand von der Mittellinie zum tiefsten Tal
R_z	größte Höhendifferenz vom tiefsten Tal zur höchsten Spitze des gesamten Rauheitsprofils
T_i	Streuspanne
T_N	Streuspanne in Lebensdauerrichtung
T	Streuspanne in Spannungsrichtung
X	Merkmalsgröße/Zufallsgröße
$\log X$	Logarithmierte Merkmalsgröße/Zufallsgröße
$N(\nu,\sigma^2)$	Eine Normalverteilung mit dem Mittelwert μ und der Varianz σ^2

Abkürzungen

Abkürzung	**Beschreibung**
ADF	Advanced Front (Vernetzungsmethode)
AKL	Automatisches Kleinteilelager
DWL	Dehnungs-Wöhlerlinie
FEM	Finite Element Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
GLT	Großladungsträger
GRG	Methode des generalisierten reduzierten Gradienten
HM	Martenshärte
$\{hkl\}$	Miller-Indizes einer Gitter-/Netzebene
KLT	Kleinladungsträger
LAM	Lastaufnahmemittel
LE	Ladeeinheit
LF	Lastfolge
MLSS	Material Law of Steel Sheets
MVS2006	Method of variable slopes 2006
MEA	Medial Axial (Vernetzungsmethode)
PTFE-Folie	Polytetrafluorethylen Folie
PWL	Schädigungsparameter-Wöhlerlinie
RBG	Regalbediengerät
SPIEL	**Sp**annungs**i**ntegralermittlung aus **E**inheits**l**astfällen
t-Verteilung	Stundent-t-Verteilung
UML	Uniform Material Law
UML+	Uniform Material Law +
XRD	Röntgenbeugung
ZSDK	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve
χ^2-Verteilung	Chi-Quadratverteilung

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Einführung

Der Grundstein für Hochregallager in Deutschland wurde 1962 mit einem 20 m hohen Hochregallager in Güthersloh bei Bertelsmann gelegt [Günthner et al. 2011]. Seitdem steigt der Bedarf an manuellen und zunehmend automatisierten Fördermitteln, um den Anforderungen der Entwicklungen der letzten Jahre gerecht zu werden. Insbesondere durch den Onlinehandel und die damit verbundene höhere Bestellfrequenz steigt der Bedarf an individueller und automatisierter Fördertechnik, aber auch durch steigende Kosten sowohl für Personal als auch für Lagerfläche. Seit einigen Jahren kommen daher Shuttle-Systeme zum Einsatz, die im Gegensatz zu Regalbediengeräten oder manueller Ein- und Auslagerung eine zyklische Belastung für das Regalsystem darstellen, da sich die Shuttle-Fahrzeuge auf der Tragkonstruktion des eigentlichen Regallagers bewegen. Daher spielt die Ermüdungsfestigkeit bei der Auslegung des automatisierten Hochregallagers eine wichtige Rolle. Da diese automatisierten Hochregallager in der Regel sehr groß sind, ist ein messtechnisches Monitoring der in großer Zahl vorhandenen kritischen Bauteile über die gesamte Nutzungsdauer der Regalanlage nicht zielführend. Als Alternative soll ein Verfahren entwickelt werden, mit dessen Hilfe bereits in der Planungsphase des Regalsystems die geforderte Ermüdungssicherheit gewährleistet werden kann bzw. Anforderungen an eine intervallmäßige Überprüfung der kritischen Komponenten des automatisierten Regalsystems gegeben werden können.

In diesem Konzept zur Sicherstellung der Ermüdungssicherheit soll explizit auf die Besonderheiten von Regalkonstruktionen und Regalbauteilen eingegangen werden. Dazu gehören dünnwandige, kaltgeformte, nicht geschweißte sowie verzinkte Bauteile, die sowohl durch enge Biegeradien als auch durch zahlreiche Stanzungen viele Kerben aufweisen. Darüber hinaus ist das Eigenspannungsniveau, anders als im Eurocode 3-1-9 [DIN EN 1993-1-9] angenommen, deutlich geringer. Außerdem sieht der Eurocode 3-1-9 [DIN EN 1993-1-9] eine rein spannungsbasierte Betrachtung vor, während in diesem Fall insbesondere an den Kerben elastisch-plastische Verformungen zu erwarten sind. Weiterhin enthält der Eurocode 3-1-9 [DIN EN 1993-1-9] einen Kerbfallkatalog, der fast ausschließlich geschweißte Konstruktionen umfasst und zudem nicht die Kerbdetails, die typischerweise in Regalkonstruktionen vorliegen. Aus diesem Grund wurde im Rahmen des Wissens- und Technologietransfers - InnoProm - Innovation und Promotion mit dem Projektpartner BITO Lagertechnik Bittmann GmbH und der BITO-Campus GmbH ein Forschungsprojekt durchgeführt bei dem fachübergreifend ein geeigneten Nachweiskonzeptes für automatisierte Hochregallager mit Shuttle-System entwickelt werden soll.

1.2 Ziel der Arbeit

Ziel der Arbeit ist es, ein Verfahren zu entwickeln, mit dem die Ermüdungsfestigkeit der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System nachgewiesen werden kann. Im Besonderen sollen Empfehlungen für ein möglichst treffsicheres und wirtschaftliches Konzept gefunden werden. Dabei sollen sowohl Empfehlungen für analytische Abschätzmethoden, experimentelle Methoden und numerische Methoden gefunden werden, um je nach Anforderung des Anwenders zwischen verschiedenen Nachweisführungen wählen zu können, die sich in Wirtschaftlichkeit und Aufwand unterscheiden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in sieben Abschnitte. Zunächst werden die Grundlagen der Materialermüdung aus Wissenschaft und Technik aufgearbeitet und zusammengefasst. Hierbei werden sowohl Einflussfaktoren auf den Ermüdungsprozess als auch bereits bestehende Nachweiskonzepte betrachtet, bevor kurz einige statistische Grundlagen diskutiert werden. Des Weiteren werden in Kapitel 3 zunächst Regalsysteme im Allgemeinen beschrieben und anschließend das in dieser Arbeit untersuchte automatisierte Hochregallager mit Shuttle-System diskutiert.

Nachfolgend wird in Kapitel 4 das Werkstoffverhalten unter einachsiger zyklischer Belastung näher erläutert. Dabei wird sowohl die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve als auch die Dehnungs-Wöhlerlinie im Detail betrachtet. Sie bilden eine wichtige Ausgangsbasis für die Ermüdungsberechnung. Die Lastfolge, die auf das untersuchte Bauteil wirkt, ist ein weiterer wichtiger Punkt, der in diesem Abschnitt aufgezeigt wird.

In den experimentellen Voruntersuchungen werden in einem nächsten Abschnitt zunächst Mikrohärteprüfungen, röntgengenographische Eigenspannungsmessungen und Rauheitsmessungen durchgeführt, um die versagenskritische Stelle des zu untersuchenden Systems zu lokalisieren und näher beschreiben zu können. Ist dies abgeschlossen, können die experimentellen Untersuchungen für das Material der versagenskritischen Stelle durchgeführt werden. Neben quasistatischen Zugversuchen werden spannungsgeregelte Wöhlerversuche, dehnungsgeregelte Wöhlerversuche und zusätzlich dehnungsgeregelte Incremental Step Tests realisiert. Anschließend werden die numerischen Untersuchungen realisiert. Neben den numerischen Grundlagen werden sowohl 2D-Umformsimulationen, elastizitätstheoretische Volumensimulationen als auch elastisch-plastische Volumensimulationen vorgenommen. Dabei sollen sowohl neue Erkenntnisse gewonnen als auch experimentelle Untersuchungen validiert und präzisiert werden.

Abschließend werden in Kapitel 7 die in den vorangegangenen Abschnitten gewonnenen Erkenntnisse in einer Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse analysiert und bewertet, bevor darauf aufbauend im letzten Abschnitt die gesammelten Erkenntnisse als Empfehlungen für das Nachweiskonzept der Fahrschienen eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System zusammengefasst werden.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Materialermüdung

2.1.1 Phänomen der Materialermüdung

Das Phänomen der Materialermüdung beschreibt die Schädigung bzw. das Versagen eines Werkstoffs oder Bauteils durch sich wiederholende, wechselnde Beanspruchung. Durch diese zyklische Beanspruchung entstehen insbesondere an Kerben oder Fehlstellen Risse im Gefüge, die bei weiterer Belastung wachsen und schließlich zum Versagen des Werkstoffs und folglich des Bauteils führen [Radaj et al. 2007]. Der Ablauf des Ermüdungsversagens kann typischerweise in drei Phasen unterteilt werden. Die erste Phase der Rissentstehung, bestehend aus der Risskeimbildung und dem Mikrorisswachstum bis zum technischen Riss von $1\,mm$ Länge [Läpple 2016]. Diese Rissentstehung beginnt in der Regel innerhalb einzelner Kristallite an der Bauteiloberfläche aber auch an Oberflächendefekten, Werkstoffinhomogenitäten, Fehlstellen oder Kerben. In der zweiten Phase geht das Mikrorisswachstum in das stabile Makrorisswachstum über. Mit jedem Lastwechsel wächst der Riss transkristallin weiter und die Risslänge nimmt zu. Wächst dieser Riss nun unter zyklischer Belastung stabil weiter, wird der Restquerschnitt immer kleiner bis dieser der äußeren Belastung nicht mehr stand halten kann und es zum Restgewaltbruch dieses verbleibenden Querschnitts kommt. Dies wird auch als dritte Phase bezeichnet [Götz et al. 2020, Haibach 2006,Läpple 2016,Radaj et al. 2007]. Wird der gesamte Zeitraum des Ermüdungsversagens betrachtet, so zeigt sich, dass die Phase der Rissentstehung und des Mikrorisswachstums bis zum technischen Anriss, genauer Phase 1, etwa 60 % bis 90 % der Lebensdauer des Bauteils unter Ermüdungsbeanspruchung beansprucht. Das Makrorisswachstum bis zum Restgewaltbruch umfasst hingegen nur einen kleinen Teil der Gesamtlebensdauer [Läpple 2016]. Sind bereits Fehlstellen oder gar fertigungsbedingte Risse vorhanden, wird die Restlebensdauer unter Ermüdungsbeanspruchung deutlich reduziert. Generell lässt sich sagen, dass bei Stählen mit höherer Festigkeit respektive geringerer Duktilität der Anteil des stabilen Makrorisswachstums abnimmt. Darüber hinaus ist der Anteil des Makrorisswachstums während der Lebensdauer des Bauteils bei starken Kerben in der Regel länger als bei schwachen Kerben [Götz et al. 2020]. Die Belastungen die während der Ermüdungsbeanspruchungen auf das Bauteil einwirken, können dabei deutlich unterhalb der statischen Festigkeitsgrenze liegen.

Die Entstehung von Rissen durch wechselnde Belastung liegt vor allem im strukturellen Aufbau des Werkstoffs sowie in den vorliegenden Verformungs- und Versagensvorgängen auf makroskopischer und mikroskopischer Ebene begründet [Seeger 1996]. Anders als beim Gewaltbruch, bei dem aufgrund einer einmaligen Überschreitung der Materialfestigkeit und unter der Voraussetzung ausreichender Duktilität ein Versagen mit großer plastischer Verformung einhergeht, tritt beim Ermüdungsversagen aufgrund mehrfacher wechselnder Beanspruchung erst nach einer bestimmten Anzahl von Lastwechseln und ohne große Verformung ein Versagen ein. Dies gilt auch für duktile Werkstoffe. Durch dieses Versagen ohne Vorankündigung kommt dem Ermüdungsnachweis eine besondere Sicherheitsrelevanz zu [Götz et al. 2020]. Bei der Planung und Auslegung von Konstruktionen und Bauteilen können grundsätzlich zwei verschiedene Konzepte verfolgt werden. Das Konzept „safe life“ zielt darauf ab, Ermüdungsschäden während der gesamten Nutzungsdauer zu vermeiden. Das Konzept „fail safe“ hingegen lässt einen Anrisse während des Betriebs zu. Voraussetzung dabei ist, dass kein Versagen eintritt, bevor das geschädigte Teil ausgetauscht wurde oder alternativ ausreichende Umlagerungskapazitäten zur Verfügung stehen. Dies wird im Betrieb durch entsprechende Inspektionsintervalle sichergestellt [Radaj et al. 2007]. Auch in Eurocode 3 Teil 1-9 [DIN EN 1993-1-9] sind beide Bemessungskonzepte verankert. Dort werden sie als Konzept der Schadenstoleranz und als Konzept der ausreichenden Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung bezeichnet. Maßgeblicher Unterschied der Konzepte liegt in der geforderten Zuverlässigkeit für das Verhalten des Bauteils während der Nutzungsdauer. Ausgedrückt wird diese Zuverlässigkeit nach [DIN EN 1993-1-9] über den zu verwendenden Sicherheitsbeiwert γ_{Mf}, der für beide Nachweisverfahren und die erwartete Schadensfolge variiert.

2.1.2 Grundbegriffe

Grundsätzlich dient der Begriff Ermüdungsfestigkeit nach [Radaj et al. 2007] als Oberbegriff für zwei untergeordnete Bereiche. Zum einen den Bereich der Schwingfestigkeit und zum anderen den Bereich der Betriebsfestigkeit. In der Abbildung 2.1 ist auf der linken Seite die Belastungsfolge im Bereich der Schwingfestigkeit und auf der rechten Seite eine beispielhafte Belastungsfolge aus dem Bereich der Betriebsfestigkeit dargestellt. Im Schwingfestigkeitsbereich liegen nur Lastfolgen mit periodisch wiederkehrendem, sinusförmigem Charakter vor. Im Betriebsfestigkeitsbereich sind dagegen zufällig auftretende, aperiodische Lastfolgen, wie sie im Betrieb einer Anlage oder eines Bauteils auftreten können, üblich [Radaj et al. 2007]. Unter Betriebsfestigkeit wird heute die lebensdauerorientierte Bemessung von Bauteilen und Konstruktionen unter Berücksichtigung der tatsächlich wirkenden Betriebsbelastungen, Umgebungsbedingungen, Konstruktionsdetails, Werkstoffverhältnisse und Fertigungsbedingungen verstanden [Radaj et al. 2007]. Besonders zu erwähnen ist hier ein wichtiger Teilbereich der Betriebsfestigkeit, die sogenannte Gastaltfestigkeit nach [Thum et al. 1932,Thum et al. 1942]. Diese berücksichtigt zusätzlich die Bauteilgröße, die Bauteilform, die Belastungsart oder auch die Belastungsfolge. Damit soll zum Ausdruck gebracht werden, dass die Ermüdungsfestigkeit keine reine Werkstoffeigenschaft ist, sondern sich in Abhängigkeit von der Gestalt des Bauteils ändern kann.

Diese Belastungsfolgen stellen wichtige Größen auf der Einwirkungsseite in der Ermüdungsbeurteilung dar. Für das relevante Ermüdungsereignis werden die Kenngrößen eines Schwingspiels aus Abbildung 2.2 nach [DIN 50100] verwendet. Dabei wird die Oberspannung des Schwingspiels, oft auch Lastwechsel oder Lastspielzahl genannt, als σ_o und die Unterspannung als σ_u bezeichnet. Die Mittelspannung wird als σ_m bezeichnet. Die Differenz zwischen Ober- und Unterspannung beschreibt die Schwingbreite $\Delta\sigma$ nach Gleichung 2.1 und setzt sich aus der doppelten Amplitude σ_a zusammen. Die Amplitude beschreibt die Differenz zwischen Oberspannung σ_o und Mittelspannung σ_m bzw. zwischen Unterspannung σ_u und Mittelspannung σ_m. Sie kann über Gleichung 2.3 bestimmt werden.

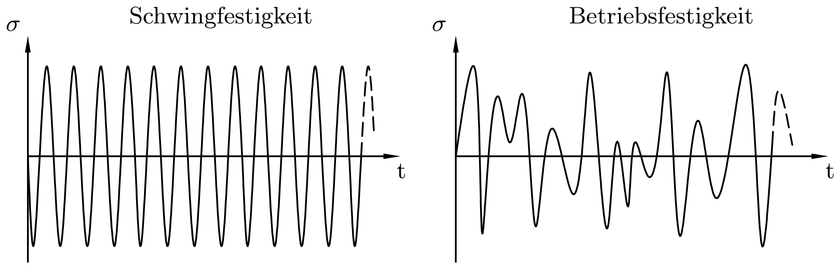


Abbildung 2.1: Unterscheidung der Schwingfestigkeit und der Betriebsfestigkeit nach [Radaj et al. 2007]

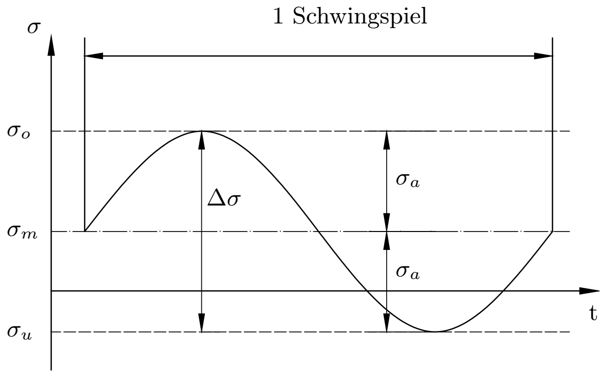


Abbildung 2.2: Kenngrößen eines Schwingspiels nach [DIN 50100]

$$\Delta\sigma = \sigma_o - \sigma_u = 2 \cdot \sigma_a \tag{2.1}$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} \tag{2.2}$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \tag{2.3}$$

Die Anzahl der Schwingungen in einem vorgegebenen Zeitintervall Δt wird als Schwingspielzahl N bezeichnet. Mit Hilfe des Spannungsverhältnisses R wird die absolute Lage des Schwingspiels charakterisiert. Das Spannungsverhältnis bestimmt sich aus dem Quotienten der Unterspannung σ_u zur Oberspannung σ_o des betrachteten Schwingspiels mit Hilfe folgender Gleichung 2.4 [Radaj et al. 2007, Haibach 2006].

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \tag{2.4}$$

Der Zusammenhang zwischen der Mittelspannung und der Spannungsamplitude kann dann über folgenden Term 2.5 ausgedrückt werden.

$$\sigma_a = \frac{1 - R}{1 + R} \cdot \sigma_m \tag{2.5}$$

In Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R, der Lage der Mittelspannung σ_m sowie der Ober- und Unterspannung unter Berücksichtigung ihrer Vorzeichen können

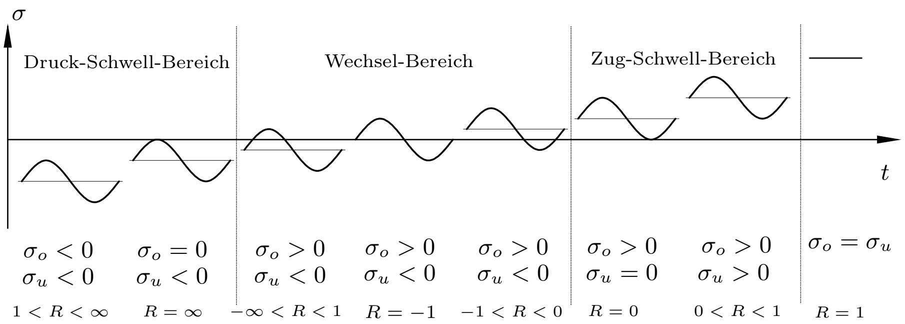


Abbildung 2.3: Schwingspiele unterschiedlicher Spannungsverhältnisse R nach [Haibach 2006]

verschiedene Fälle unterschieden werden. Einige Grenzfälle sind in Abbildung 2.3 dargestellt.

Wenn sowohl die Oberspannung σ_o als auch die Unterspannung σ_u im Druckbereich liegen, somit ein Spannungsverhältnis von $1 < R < \infty$ vorliegt, wird von einer Druck-Schwell-Beanspruchung gesprochen. $R = \infty$ stellt einen Sonderfall dar, bei dem die Oberspannung $\sigma_o = 0$ ist. In diesem Fall entspricht die Mittelspannung σ_m genau der Spannungsamplitude σ_a. Liegen dagegen sowohl die Ober- als auch die Unterspannung im Zugbereich, wird von einer Zug-Schwell-Beanspruchung gesprochen. Auch in diesem Bereich gibt es den Sonderfall $\sigma = \sigma_a$ für das Spannungsverhältnis $R = 0$. Sind die Vorzeichen von Ober- und Unterspannung unterschiedlich, so liegt die Beanspruchung im Wechsel-Bereich. Von besonderer Bedeutung ist das Spannungsverhältnis $R = -1$. Ober- und Unterspannung sind hierbei betragsmäßig gleich groß und die Belastung ist folglich mittelspannungsfrei. Beanspruchungen mit einem Spannungsverhältnis $R = -1$ spielen bei der Ermüdung eine besondere Rolle. Insbesondere bei Ermüdungsversuchen, wie Wöhlerversuchen, wird in der Regel auf dieses Spannungsverhältnis zurückgegriffen um mittelspannungsfreie Wöhlerlinien zu erzeugen. Die oben beschriebenen Kenngrößen wurden hier anhand der lokalen Kerbspannungen σ erläutert, können aber analog auf Nennspannungen, Schubspannungen, Dehnungen usw. übertragen werden [Radaj et al. 2007, Haibach 2006, Götz et al. 2020].

2.1.3 Zeit- und Dauerfestigkeit

Zur Beschreibung der Widerstandsfähigkeit eines Werkstoffs oder Bauteils gegenüber zyklischer Beanspruchung wird die sogenannte Wöhlerlinie nach August Wöhler verwendet. Im angelsächsischen Sprachraum wird sie auch als S-N-Kurve bezeichnet. Die Wöhlerlinie, auch Wöhlerkurve oder Wöhlerdiagramm genannt, beschreibt den Zusammenhang zwischen einer aufgebrachten einstufigen Schwingbeanspruchung, zum Beispiel einer Spannungsamplitude σ_a, und der zugehörigen ertragbaren Schwingspielzahl N. Die Ermittlung der Wöhlerlinie erfolgt in der Regel experimentell durch Wöhlerversuche. Dabei wird für alle Versuche eine konstante Mittelspannung $\sigma_m = const.$, in der Regel mittelspannungsfrei $R = -1$, angenommen und lediglich die Spannungsamplitude σ_a für die einzelnen Versuche auf unterschiedliche Belastungshorizonte variiert. Die maximale und minimale Belastung bleibt für jeden Versuch konstant, weshalb auch von einer einstufigen Belastung gesprochen wird. Daher werden die Wöhlerversuche im weiteren Verlauf dieser Arbeit auch alternativ als Einstufenversuche bezeichnet. Dies soll die Abgrenzung zu Versuchen verdeutlichen, bei denen die Belastungsextrema während der Versuchsdurchführung variieren [Radaj et al. 2007, Haibach 2006, Götz et al. 2020]. Alternativ können Wöhlerlinien auch aus Normwerten und Regelwerken, wie zum Beispiel der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] abgeschätzt werden. Die so ermittelten Wöhlerlinien werden auch als synthetische Wöhlerlinien bezeichnet.

In der Abbildung 2.4 sind verschiedene Wöhlerversuche auf unterschiedlichen Belastungshorizonten von σ_1 bis σ_D bis zu ihrem Versagen dargestellt. Aus ihnen wird anschließend die Wöhlerlinie abgeleitet.

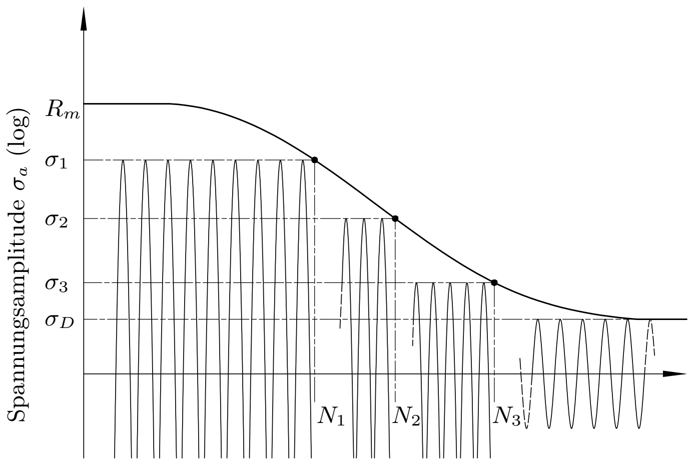


Abbildung 2.4: Darstellung der Wöhlerlinie aus Schwingversuchen auf verschiedenen Belastungshorizonten (σ_1, σ_2, σ_2, σ_D)

Das Versagenskriterium der Wöhlerverusche einer Versuchsserie kann unterschiedlich festgelegt werden. Als Versagenskriterium kann der Bruch, der Anriss oder eine bestimmte Schwingspielzahl N angenommen werden. Daraus ergibt sich entweder die Bruch-Wöhlerlinie oder die Anriss-Wöhlerlinie. Darüber hinaus können Versuche entweder an ungekerbten bzw. gekerbten Werkstoffproben oder sogar an ganzen Bauteilen durchgeführt werden, woraus sich eine Werkstoff-Wöhlerlinie oder eine Bauteil-Wöhlerlinie ergibt. Von Bedeutung dabei ist, dass die experimentell ermittelte Wöhlerlinie immer nur für die Randbedingungen gilt, unter denen die Versuche durchgeführt wurden. Das heißt, um für ein zu untersuchendes Bauteil die zulässige Schwingspielzahl bei gegebener Belastung aus der Wöhlerlinie ablesen zu können, müssen Geometrie, Werkstoff, Fertigungsbedingungen, Belastungsart, Spannungsverhältnis sowie Versagenskriterium usw. des untersuchten Bauteils und der Wöhlerlinie übereinstimmen. Bei Abweichungen wird die Wöhlerlinie beeinflusst und ein Ableiten der ertragbaren Schwingspielzahl für das untersuchte Bauteil aus dieser Wöhlerlinie ist nicht möglich.

Anstelle einer spannungsgeregelten Versuchsdurchführung kann auch eine verformungs- oder dehnungsgeregelte Versuchsdurchführung angewendet werden, aus der sich eine Dehnungs-Wöhlerlinie (DWL) ergibt. Steigen die Spannungen z. B. im Bereich von Kerben an, ist der lineare Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung nicht mehr gegeben. Es treten plastische Verformungen auf, die wegen der Stützwirkung des umgebenden Materials allerdings nur in der Größenordnung der elastischen Verformungen bleiben, die durch die Dehnungs-Wöhlerlinie besser dargestellt werden können.

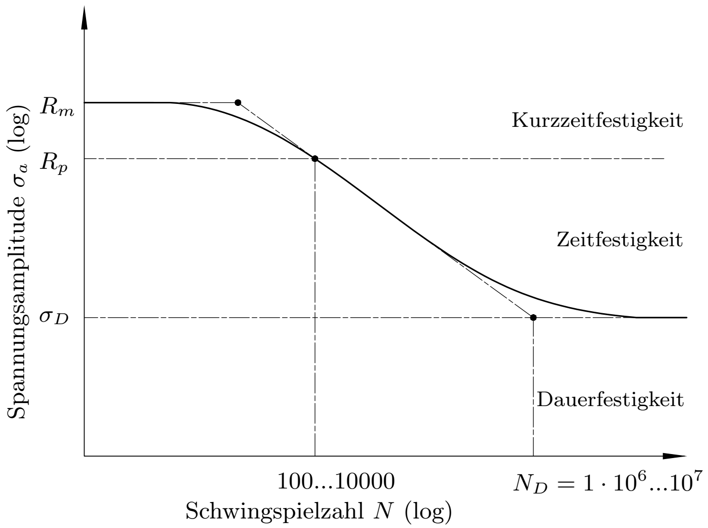


Abbildung 2.5: Darstellung der Wöhlerlinie mit den Bereichen der Kurzzeitfestigkeit, Zeitfestigkeit und Dauerfestigkeit

Die Wöhlerlinie kann grundsätzlich in drei Bereiche eingeteilt werden. In den Bereich der Kurzzeitfestigkeit, den Bereich der Zeitfestigkeit und den Bereich der Dauerfestigkeit, wie in Abbildung 2.5 dargestellt. Bezogen auf die Spannungsamplitude ist die Kurzzeitfestigkeit auf den Bereich zwischen der Formdehngrenze R_p und der Zugfestigkeit R_m des Werkstoffes begrenzt. Bezogen auf die ertragbare Schwingspielzahl N liegt die Grenze bei $N = 100 - 10\,000$. Die Kurzzeitfestigkeit wird daher auch als quasi-statische Festigkeit bezeichnet. Unterhalb der Formdehngrenze R_p beginnt der Bereich der Zeitfestigkeit. Bei doppellogarithmischer Darstellung des Wöhlerdiagramms nähert sich die Wöhlerlinie einer Geraden mit definierter Steigung an, die auch als Zeitfestigkeitslinie bezeichnet wird. Im Zeitfestigkeitsbereich nimmt mit abnehmender Spannungsamplitude σ_a die ertragbare Schwingspielzahl N bis zum Erreichen der Dauerfestigkeitsgrenze σ_D zu. Ab dieser Dauerfestigkeitsgrenze σ_D bzw. ab einer Schwingspielzahl $N = 1 \cdot 10^6 - 10^7$ beginnt der Dauerfestigkeitsbereich, d. h. der Bereich, in dem die Probe oder das Bauteil eine unendliche Anzahl von Schwingspielen ertragen kann, ohne zu versagen. Allgemein kann gesagt werden, dass im Kurzzeitfestigkeitsbereich die plastischen Dehnungen überwiegen, während im Dauerfestigkeitsbereich die elastischen Dehnungen überwiegen.

Zur Beschreibung der Wöhlerlinie wird je nach Werkstoff zwischen ausgeprägter und nicht ausgeprägter Dauerfestigkeit unterschieden. In der Abbildung 2.6 ist auf der linken Seite die Wöhlerlinie mit ausgeprägter Dauerfestigkeit dargestellt, die auch als Wöhlerkurven-Typ I bezeichnet wird. Stähle mit kubisch-raumzentrierter Git-

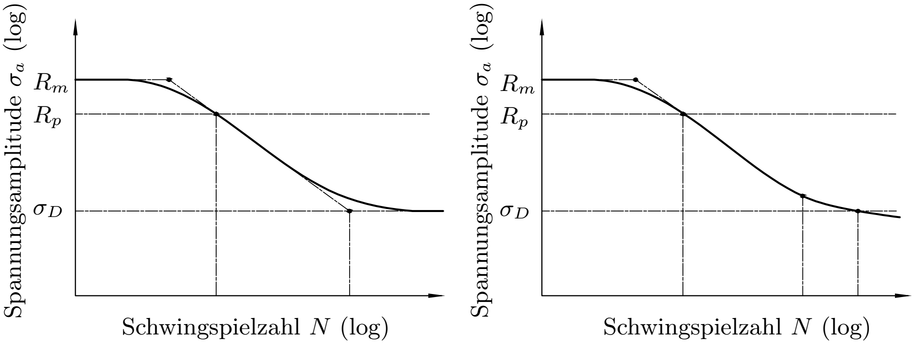


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung der Wöhlerlinie mit ausgeprägter (links) und nicht ausgeprägter (rechts) Dauerfestigkeit mit einer konstanten Mittelspannung

terstruktur, wie z. B. niedrig- oder unlegierte Stähle oder Titanlegierungen, zeigen dieses Verhalten der ausgeprägten Dauerfestigkeit. Im Gegensatz dazu zeigen Stähle mit kubisch-flächenzentrierter Gitterstruktur, wie Aluminium- und Kupferlegierungen, eine nicht ausgeprägte Dauerfestigkeit. Dies bedeutet, dass die Wöhlerlinie keinen horizontalen Verlauf annimmt, sondern die Steigung sich stetig ändert, bis diese nur noch sehr gering ist. Das bedeutet aber auch, dass die ertragbare Schwingfestigkeit mit zunehmender Schwingspielzahl immer weiter abnimmt. Die Wöhlerlinie mit nicht ausgeprägter Dauerfestigkeit ist in Abbildung 2.6 rechts dargestellt, dieses Verhalten wird als Wöhlerkurven-Typ II bezeichnet.

Die grundsätzliche Frage, ob es in der Realität eine echte Dauerfestigkeit gibt, wird in der Literatur kontrovers diskutiert. Insbesondere stark gekerbte Bauteile oder Proben weisen ein ausgeprägtes Dauerfestigkeitsverhalten nach Typ I vor, wohingegen Untersuchungen im Very High Cycle Fatigue Bereich gezeigt haben, dass es auch nach 10^9 Lastwechseln noch zu einem Versagen der Struktur kommen kann. Dies ist darauf zurückzuführen, dass im Very High Cycle Fatigue Bereich für den Ausgangspunkt der Rissentstehung nicht mehr zwangsläufig die Kerbe angesehen werden kann, sondern Gefügefehlstellen wie Einschlüsse o. ä.. Das so entstehende Verhalten von Wöhlerlinien, bei denen zunächst ein nahezu horizontaler Verlauf der Wöhlerlinie zu beobachten ist, bevor es ab einer Lastwechselzahl von $N \geq 10^8$ zu einem erneuten Abfall kommt, wird auch als Wöhlerkurven-Typ III bezeichnet [Götz et al. 2020].

Die Wöhlerlinie stellt in der Regel den Widerstand bei reiner Wechselbelastung $R = -1$ ohne Mittelspannung dar. Um die Abhängigkeit vom R-Wert bzw. der Mittelspannung darzustellen, wird meist ein Dauerfestigkeitsschaubild verwendet. Dabei wird die dauerhaft ertragbare Amplitude über der Mittelspannung aufgetragen. Da der Einfluss des R-Wertes bzw. der Mittelspannung im Bereich der Dauerfestigkeit besonders ausgeprägt ist, wird auch vom Dauerfestigkeitsschaubild gesprochen. Der Einfluss des Spannungsverhältnisses R nimmt zur Kurzzeitfestigkeit hin ab. Eines der bekanntesten Dauerfestigkeitsschaubilder ist das nach Smith, heute wird jedoch häufig das nach Haigh verwendet. Der Vorteil des Dauerfestigkeitsschaubildes nach Haigh ist, dass die Amplitude und die Mittelspannung ohne Sicherheitsfaktor direkt, ohne Umrechnung, abgelesen werden können [Radaj et al. 2007, Haibach 2006, Götz et al. 2020].

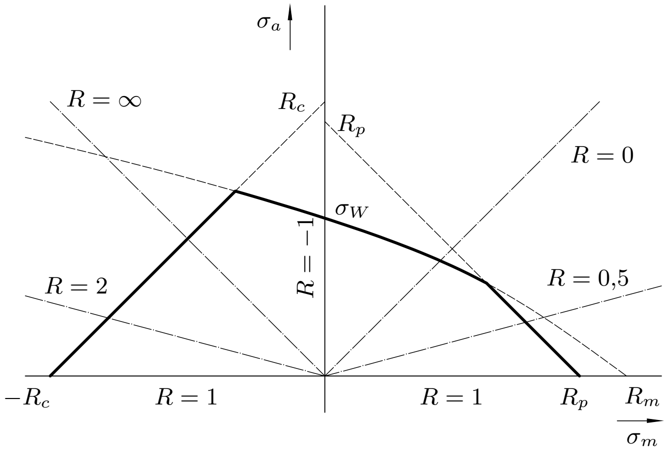


Abbildung 2.7: Dauerfestigkeitsschaubild nach Haigh nach [Haigh 1915]

Im Dauerfestigkeitsschaubild nach Haigh Abbildung 2.7 ist die Spannungsamplitude σ_a über der Mittelspannung σ_m aufgetragen. Die Amplitude der Dauerfestigkeit für das entsprechende Spannungsverhältnis wird durch die dicker dargestellte Linie in Abbildung 2.7 beschrieben. Linien, für die das Spannungsverhältnis R konstant ist, können als Geraden durch den Koordinatenursprung ausgedrückt werden. Dies ist in Abbildung 2.7 für einige Spannungsverhältnisse R graphisch dargestellt. Die vertikale Achse entspricht der reinen Wechselbeanspruchung ($R = -1$) bei einer Mittelspannung $\sigma_m = 0$. Mit dem Haigh-Diagramm kann so die ertragbare Spannungsamplituden der Dauerfestigkeit für ein bestimmtes Spannungsverhältnis R direkt abgelesen werden. Außerdem ist in Abbildung 2.7 gut zu erkennen, dass die Grenzkurve der Dauerfestigkeit nicht symmetrisch zur y-Achse verläuft, d. h. Zugmittelspannungen verringern die Dauerfestigkeit, während Druckmittelspannungen sie erhöhen.

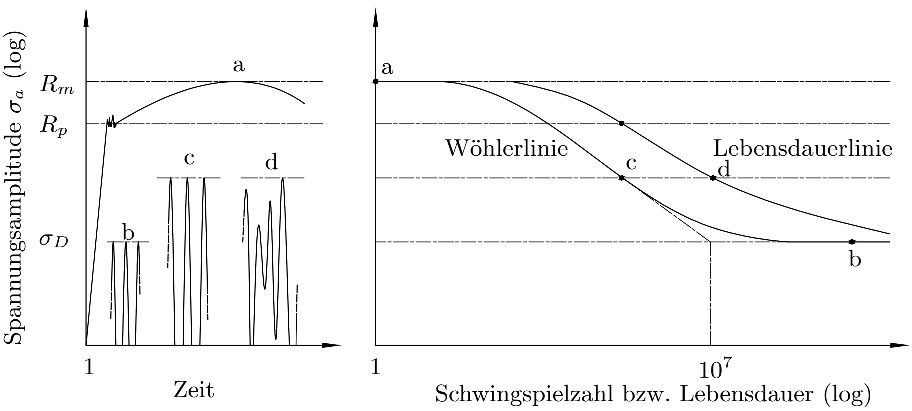


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung der Wöhlerlinie und der verschobenen Lebensdauerlinie (rechts) für unterschiedliche Schwingspiele (links) nach [Haibach 2006].

Die Wöhlerlinie beschreibt die ertragbare Schwingspielzahl bei einer definierten Schwingbelastung, genauer gesagt einer gleichförmig schwingenden Belastung mit immer gleich großen Extremwerten (vlg. Abbildung 2.8 c)). Tritt nun anstelle der Schwingbelastung eine Betriebsbelastung auf, d. h. eine zufällige und unregelmäßige Belastung mit unterschiedlichen Mittelspannungen und Extremwerten, die nicht größer sind als die der vergleichbaren Schwingbelastung (vlg. Abbildung 2.8 d)), so kann die ertragbare Schwingspielzahl überschritten werden und die Lebensdauer der untersuchten Struktur erhöht sich. Die nun ertragbare Schwingspielzahl wird als Lebensdauerlinie bezeichnet. Die Wöhlerlinie stellt die untere Grenze der Lebensdauerlinie dar. Die Art und Größe der Verschiebung der Lebensdauerlinie hängt im Wesentlichen vom Belastungskollektiv ab, d. h. wie oft welche unterschiedlichen Schwingspiele der Betriebsbelastung auftreten.

Die Lebensdauerlinie kann experimentell durch Betriebsfestigkeitsversuche mit realen, zufälligen Betriebslasten ermittelt werden. Alternativ kann die Lebensdauerlinie mit Hilfe der Schadensakkumulationsrechnung ermittelt werden. Diese wird im Abschnitt 2.1.6 behandelt.

2.1.4 Lastkollektiv und Zählverfahren

Um eine möglichst realitätsnahes Ergebnis des Ermüdungsnachweises zu erzielen, ist die Lastannahme von großer Bedeutung. Während die maximal auftretende Beanspruchung in den meisten Fällen sehr genau bestimmt werden kann, stellt die Beanspruchungs-Zeit-Funktion meist eine größere Herausforderung dar. Betriebsbelastungen bzw. Betriebsbeanspruchungen eines Bauteils sind durch ihren zufälligen, aperiodischen zeitlichen Verlauf gekennzeichnet. Die Beanspruchungs-Zeit-Funktion, in der Arbeit auch als Lastfolge bezeichnet, beschreibt diesen zeitlichen Verlauf einer Lastkomponente auf ein Bauteil. Die Bestimmung der Beanspruchungs-Zeit-Funktion kann dabei durch Messungen am realen Bauteil, durch numerische Simulationen oder durch Verwendung typischer Beanspruchungskollektive aus Regelwerken erfolgen [Radaj et al. 2007,Götz et al. 2020]. Dabei kann sie für verschiedenste Belastungen bzw. Beanspruchungen formuliert werden. So kann die Beanspruchungs-Zeit-Funktion zum Beispiel auch für äußere Lasten, Nennspannungen, Vergleichspannungen oder auch örtliche Spannungen und Dehnungen angegeben werden [Sander 2018].

In Abhängigkeit der Ursache der Belastung kann zwischen deterministischen und stochastischen Lastfolgen unterschieden werden. Wird z. B. der Arbeitsablauf einer Maschine, d. h. eine Belastung betrachtet, die zu jedem Zeitpunkt genau bestimmt werden kann, so wird von einer deterministischen Beanspruchungs-Zeit-Funktion gesprochen. Die Beanspruchung des Bauteils ist somit zu jedem Zeitpunkt genau bekannt. Können die einzelnen Werte der Beanspruchungs-Zeit-Funktion nicht exakt beschrieben werden, müssen die Verläufe stochastisch geschätzt werden. Dazu werden die Einzelwerte der Lastfolge nach ihrer statischen Wahrscheinlichkeit geschätzt. Auch in der vorliegenden Arbeit werden die auf die Fahrschiene eines Shuttle-Fahrzeuges eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System wirkenden Lastfolgen stochastisch über Zufallszahlen für unterschiedliche Wahrscheinlichkeitsverteilungen [Radaj et al. 2007] geschätzt. Diese Lastfolgen und ihre Ermittlung sind in Abschnitt 4.4 näher beschrieben.

Da die Beanspruchungs-Zeit-Funktion die zufällige, aperiodische Belastung bzw. Beanspruchung beschreibt, ist sie für die Nachweisführung, insbesondere für die Schadensakkumulationsrechnung, ungeeignet. Um die Lastfolge in die handhabbarere Form des Lastkollektivs zu überführen, stehen in der Literatur verschiedene Zählverfahren zur Verfügung. Ein Lastkollektiv gibt die Häufigkeitsverteilung der auftretenden Lastamplituden wieder. In Abbildung 2.9 a) ist das Lastkollektiv für eine reine Schwingbeanspruchung dargestellt, d. h. eine Beanspruchungs-Zeit-Funktion, bei der die Extrema für jedes Schwingspiel konstant sind. In Abbildung 2.9 b) und c) sind dagegen Lastkollektive für Betriebsbeanspruchungen dargestellt, bei denen die Extrema der einzelnen Schwingspiele über die Lastfolge variieren. Die maximale und minimale Beanspruchung ist allerdings für alle Kollektive gleich. Bei Lastkollektiv c) treten jedoch weniger große Beanspruchungen, dafür aber häufiger Schwingspiele mit kleineren Beanspruchungen auf als bei Lastkollektiv b) (vgl. Abbildung 2.9).

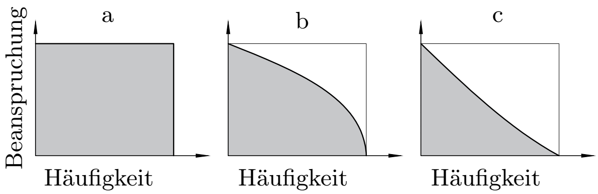


Abbildung 2.9: Darstellung unterschiedlicher Völligkeiten des Lastkollektives nach [Haibach 2006].

Der Einfluss des Lastkollektivs auf die Lebensdauer ist in Abbildung 2.10 veranschaulicht. Je näher die Kollektivform, an der reinen Schwingbeanspruchung liegt, desto näher liegt die Lebensdauerlinie an der Wöhlerlinie. Die Form des Lastkollektivs lässt sich über die sogenannte Völligkeit ν beschrieben. Je höher die Anzahl der großen Lastamplituden, desto größer ist die Völligkeit. So besitzt das Lastkollektiv für eine reine Schwingbeanspruchung eine Völligkeit $\nu = \infty$. Mit fallender Anzahl der großen Lastamplituden nimmt auch die Völligkeit ν ab. Mit abnehmender Völligkeit ν verschiebt sich die Lebensdauerlinie immer weiter in den Bereich höherer ertragbarer Schwingspiele. In Abbildung 2.10 entspricht Kollektiv a) einem Völligkeitsmaß von $\nu = \infty$, b) einem $\nu = 20$, c) einem $\nu = 5$, d) einem $\nu = 2$, e) einem $\nu = 1$ und f) einem $\nu = 0{,}5$.

Um das Lastkollektiv mittels Zählverfahren bestimmen zu können, wird zunächst die kontinuierliche Beanspruchungs-Zeit-Funktion auf ihre Umkehrpunkte reduziert. Diese Lastumkehrpunkte bilden die ermüdungsrelevanten einwirkenden Lastamplituden bzw. Lastschwingbreiten. Anschließend wird der Messbereich in äquidistante Bereiche bzw. Klassen unterteilt. Die erste Klasse liegt bei der minimalen Beanspruchung der gesamten Lastfolge, die größte Klasse bei der maximalen Beanspruchung. Die Umkehrpunkte jeder Klasse beziehen sich dann auf die Klassenmitte. Aus diesem Grund ist die Wahl der Klassengröße relevant und hängt in erster Linie von der Messgenauigkeit der Lastfolge ab. Mit Hilfe des eigentlichen Zählverfahrens können nun die auftretenden Lastamplituden in ihrer Häufigkeit bestimmt und im Lastkollektiv zusammengefasst und graphisch dargestellt werden. Zu beachten ist jedoch, dass dabei elementare Informationen über den Mittelwert der Amplitude, über die Frequenz der Schwingspiele oder über die Reihenfolge, in der die Amplituden in der Beanspruchungs-Zeit-Funktion auftreten, verloren gehen. Die Reihenfolge kann einen großen Einfluss auf die Schädigung der nachfolgenden Schwingspiele haben [Haibach 2006, Radaj et al. 2007, Sander 2018].

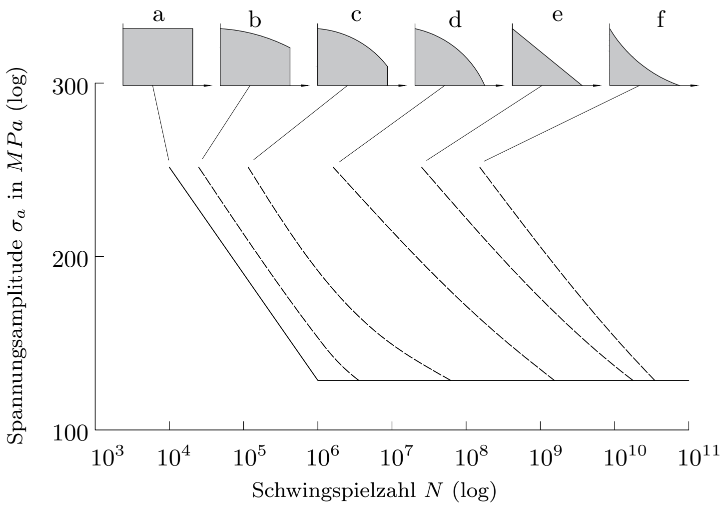


Abbildung 2.10: Einfluss der Völligkeit der Kollektivform auf die Verschiebung der Lebensdauerlinie nach [Haibach 1971]

Bei den Zählverfahren kann grundsätzlich zwischen einparametrigen und zweiparametrigen Zählverfahren unterschieden werden. Zu den einparametrigen Verfahren, bei denen nur ein Merkmal, z. B. der Extremwert, gezählt wird, gehören die Spitzenzählung, die Klassengrenzenüberschreitungszählung, die Bereichszählung oder auch die Bereichspaarzählung. Zu den zweiparametrigen Zählverfahren, bei denen zwei Merkmale, z. B. Amplitude und Mittelwert, erfasst werden, schließen die Bereichs-Mittelwert-Zählung, die Von-Bis-Zählung, die Bereichspaar-Mittelwert-Zählung und die wohl am weitesten verbreitete und am häufigsten angewandte Rainflow-Zählung ein. Sie ist heute auch Stand der Technik und das Verfahren, mit dem die Schädigung der Lastfolge am Besten abgebildet werden kann [Köhler et al. 2012].

Bei der Rainflow-Zählung werden sowohl die Ober- als auch die Unterspannung jeder Amplitude erfasst, so dass zusätzlich die Information über den Mittelwert zur Verfügung steht und damit auch der Einfluss der Mittelspannung auf die Schädigung berücksichtigt werden kann. Die ursprüngliche Idee hinter der Rainflow-Zählung von Matsuishi und Endo [Matsuishi et al. 1968] basiert auf abfließendem Regenwasser. Dabei wird zunächst die Beanspruchungs-Zeit-Funktion um 90° gedreht betrachtet. Die Lastfolge selbst stellt die Pagodendächer dar, über die der Regen in Richtung der Zeitachse abläuft. Die Umkehrpunkte der Lastfolgen spiegeln die Flanken wider, an denen die Regentropfen dann parallel zur Zeitachse abtropfen. Diese anschauliche Betrachtung verschleiert allerdings die werkstoffmechanischen Hintergründe, die dem Verfahren zugrunde liegen. Dazu wird zusätzlich der Spannungs-Dehnungs-Pfad betrachtet, der sich aus der Beanspruchungs-Zeit-Funktion ergibt. Obwohl der Algorithmus auch für Kräfte, Momente, Nennspannungen usw. verwendet werden kann, wird hier die Betrachtung der örtlichen Spannung und Dehnung verwendet. In der Literatur sind unterschiedliche Zählalgorithmen zu finden. Von Clormann und Seeger [Clormann et al. 1986] wurde eine Rainflow-Zählung, der HCM-Algorithmus (Hysteresis Counting Method) entwickelt, der die wesentlichen Mechanismen des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens, wie die Ramberg-Osgood-Gleichung sowie das Masing- und Memory-Verhalten berücksichtigt. Dieses Werkstoffverhalten ist in Abschnitt 2.1.5 detailliert erläutert.

In Abbildung 2.11 ist der werkstoffmechanische Hintergrund hinter der Rainflow-Zählung erkennbar. Aus der Beanspruchungs-Zeit-Funktion ergeben sich Hysteresen im Spannungs-Dehnungs-Pfad. Die Hysteresen stellen das ermüdungsrelevante Ereignis dar, analog zu den Hysteresen, die sich aus der einstufigen Belastung der Wöhlerversuche ergeben. Die von der Hysterese eingeschlossene Fläche kann als die vom Werkstoff aufzunehmende Energie betrachtet werden, die zu den für die Rissbildung notwendigen plastischen Verformungen und damit zur Schädigung des Werkstoffs führt [Köhler et al. 2012].

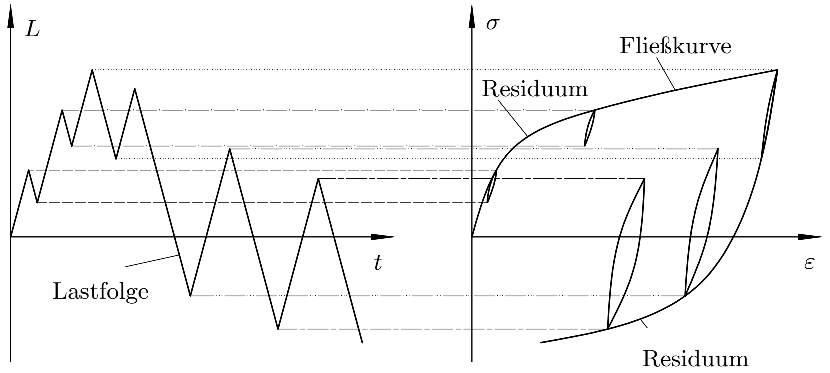


Abbildung 2.11: Veranschaulichung des HCM Rainflow-Zählverfahren nach Clormann und Seeger [Clormann et al. 1986]

Im Algorithmus werden nun die geschlossenen Hysteresen gezählt, die nicht geschlossenen Hysteresen bilden das Residuum. Daraus ergibt sich die Rainflow-Matrix, in der die geschlossenen Hysteresen mit ihrer Ober- und Unterspannung sowie ihrer Häufigkeit eingetragen sind [Götz et al. 2020]. In Abbildung 2.11 ist zusätzlich zu erkennen, dass zwischen stehenden und hängenden Hysteresen unterschieden werden kann. Damit ist eine gewisse Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten möglich. Je nachdem, ob kleinere Schwingspiele vor oder nach dem Auftreten von Extrema liegen, ändert sich deren Schädigung. Die Schädigung des Residuums, d. h. der nicht geschlossenen Hysteresen, wird im HCM-Algorithmus jeweils mit der Hälfte der Schädigung einer äquivalenten geschlossenen Hysterese angesetzt. Der Einfluss des Residuums ist in der Regel gering, besonders bei langen Lastfolgen über 100 000 Lastspiele. Bei sehr kurzen Lastfolgen sollte dieser Effekt jedoch berücksichtigt werden. Wird beispielsweise die gedämpfte Schwingung betrachtet, so liegen sogar keine geschlossenen, sondern nur nicht geschlossene Hysteresen vor, so dass hier ausschließlich das Residuum schädigungsrelevant ist [Köhler et al. 2012]. Nach Durchführung der Rainflow-Zählung ist die Schädigung jeder geschlossenen und nicht geschlossenen Hysterese bekannt. Mit Hilfe der Schadensakkumulation kann dann die Gesamtschädigung der Beanspruchungs-Zeit-Funktion bestimmt werden. Gängige Schadensakkumulationshypothesen sind in Abschnitt 2.1.6 beschrieben.

2.1.5 Zyklisches Werkstoffverhalten

Die Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens unter Betriebsbelastung, das häufig im Kerbdehnungskonzept verwendet wird, besteht aus drei Werkstoffmodellen bzw. Gesetzmäßigkeiten. Zunächst wird zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Pfades die Erstbelastungskurve benötigt. Sie spiegelt, wie der Name schon sagt, das Verhalten des Spannungs-Dehnungs-Pfades bei Erstbelastung wieder und kann durch die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve, im weiteren Verlauf auch als zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve oder ZSDK bezeichnet, über den zweiparametrigen Potenzansatz von Ramberg und Osgood [Ramberg et al. 1943] (vgl. Gleichung 2.6) ausgedrückt werden. Weitere Hinweise zur Bestimmung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve finden sich im Abschnitt 4.1.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{2.6}$$

Dabei stellen σ_a und ε_a die Gesamtspannungsamplitude bzw. die Gesamtdehnungsamplitude dar, bestehend aus dem elastischen und plastischen Anteil der Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,e}$ bzw. $\varepsilon_{a,p}$. Nach Lastumkehr ist diese Beschreibung jedoch nicht mehr zutreffend und für eine weitere Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Pfades unter Betriebslast wird das Masing-Verhalten benötigt. Ab der Lastumkehr folgt dieser Pfad dem Verlauf der Hysteresekurve, die durch die in Spannung und Dehnung verdoppelte Erstbelastungskurve beschrieben wird. In jeden Lastumkehrpunkt wird gedanklich ein neues Koordinatensystem für $\Delta\sigma$ - $\Delta\varepsilon$ gelegt. Dieses Masing-Verhalten kann mathematisch durch Gleichung 2.7 beschrieben werden. Der entstandene Teil der Spannungs-Dehnungs-Linie wird auch als Hystereseast oder Hysteresekurve bezeichnet.

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{2.7}$$

Neben diesem Verhalten zeigen Werkstoffe unter Betriebsbelastung zusätzlich drei Arten von Werkstoffgedächtnis. Sie werden auch als Memory-Effekte (M1 bis M3) bezeichnet. In Abbildung 2.12 ist das zyklische Werkstoffverhalten zusammengefasst dargestellt. Die $(-)$-Linie beschriebt den Erstbelastungsast, die $(--)$-Linie den Erstbelastungsast in umgekehrter Belastungsrichtung und die $(-\cdots-)$-Linie die Hystereäste (vgl. Abbildung 2.12).

- **M1**: Nach Schließung einer Hysterese, die auf dem Erstbelastungsast $(-)$ begonnen wurde, folgt der Spannungs-Dehnungs-Pfad wieder der Erstbelastungskurve $(-)$.
- **M2**: Nach Schließung einer Hysterese, die auf einem Hystereseast $(-\cdots-)$ begonnen wurde, folgt der Spannungs-Dehnungs-Pfad wieder dem Hystereseast $(-\cdots-)$.
- **M3**: Eine auf dem Erstbelastungspfad begonnener Hystereseast $(-\cdots-)$, endet sobald der Betrag des Startwertes wieder erreicht wurde. Dann folgt der Spannungs-Dehnungspfad wieder der Erstbelastungskurve $(-)$.

Durch all diese Gesetzmäßigkeiten ergeben sich die zählbaren, ermüdungsrelevanten geschlossenen Hysteresen sowie die Residuen der nicht geschlossenen Hysteresen der

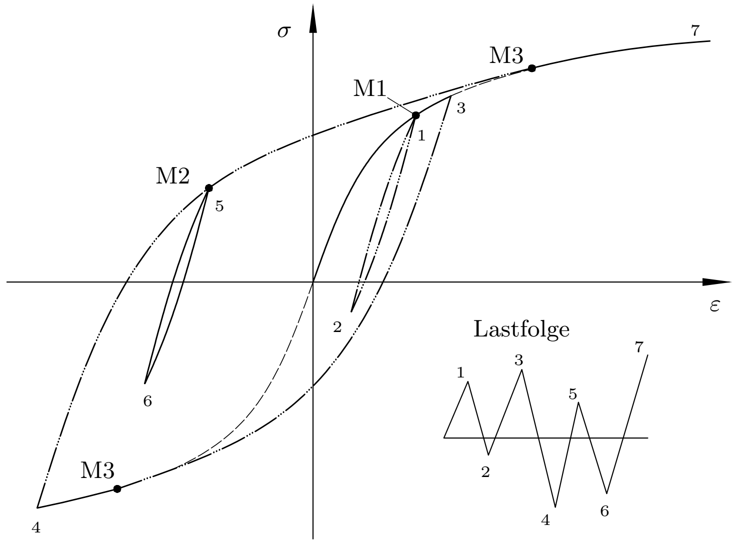


Abbildung 2.12: Graphische Darstellung der Erstbelastungskurve, des Masing-Verhalten und der Memory-Effekte des Spannungs-Dehnungs-Pfades unter Betriebsbelastung nach Clormann und Seeger [Clormann et al. 1986]

Beanspruchungs-Zeit-Funktion. Transiente Vorgänge zwischen statischem und stabilisiertem zyklischem Werkstoffverhalten werden aufgrund ihres geringen Einflusses auf die Lebensdauer vernachlässigt [Seeger 1996]. Zu diesen Vorgängen gehört die zyklische Entfestigung, d. h. die Zunahme von ε_a bei konstantem σ_a bzw. die Abnahme von σ_a bei konstantem ε_a. Die zyklische Verfestigung beschreibt dagegen die Abnahme von ε_a bei konstantem σ_a oder die Zunahme von σ_a bei konstantem ε_a. Für alle diese Vorgänge wird $R = -1$ unterstellt. Ist dagegen $\sigma_m \neq 0$ oder $\varepsilon_m \neq 0$, so kann als transienter Vorgang zyklisches Kriechen oder zyklische Relaxation auftreten. Zyklisches Kriechen beschreibt die Zunahme der mittleren Dehnung ε_m bei konstanter Spannungsamplitude σ_a und zyklische Relaxation die Zunahme der mittleren Spannung σ_m bei konstanter Dehnungsamplitude ε_a. Allen diesen transienten Vorgängen gemeinsam ist eine Stabilisierung der Hysterese nach einer gewissen Anzahl von Lastwechseln [Christ 1991].

2.1.6 Lineare Schadensakkumulation

Als Eingangsgröße für die Schadensakkumulationsrechnung wird auf der Einwirkungsseite das Lastkollektiv und auf der Widerstandsseite die Wöhlerlinie benötigt. Mit Hilfe der Schadensakkumulation kann somit der Zusammenhang zwischen Beanspruchung und Beanspruchbarkeit im Ermüdungsfestigkeitsnachweis hergestellt werden. Während die Lebensdauer eines Bauteils unter reiner Schwingbeanspruchung direkt aus der Wöhlerlinie abgelesen werden kann, muss für die Lebensdauer unter Betriebsbelastung die Schädigung durch jede Stufe des Lastkollektivs berechnet und anschließend aufsummiert werden. Dabei werden jedoch Reihenfolgeeffekte nicht berücksichtigt. Ein einfacher, aber häufig verwendeter Ansatz ist die lineare Schadensakkumulation nach Palmgren und Miner [Palmgren 1924, Miner 1945], oft auch als Miner-Regel bezeichnet. Im Allgemeinen wird bei der linearen Schadensakkumulation die Schädigung D_i berechnet. Dabei wird die Schädigung jedes einzelnen Lastspiels ermittelt und anschließend für jedes weitere Lastspiel aufsummiert, bis die Schadenssumme erreicht ist. Die Schädigung eines einzelnen Lastspiels mit der Spannungsamplitude σ_a lässt sich nun nach Gleichung 2.8 bestimmen [[Radaj et al. 2007], [Haibach 2006], [Götz et al. 2020]].

$$D_{\sigma_a} = \frac{1}{N(\sigma_a)} \tag{2.8}$$

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \tag{2.9}$$

$$D = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \cdots + \frac{n_j}{N_j} = \sum_{i=1}^{j} \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \tag{2.10}$$

Die Schädigung einer bestimmten Anzahl von Schwingspielen n_i bei gleicher Spannungsamplitude $\sigma_{a,i}$ kann nach Gleichung 2.9 ermittelt werden. Die Schädigungen aller Stufen des Lastkollektivs summiert wird über die Gesamtschädigung dieses Lastkollektivs zu Gleichung 2.10 aufsummiert. Gemäß der linearen Schadensakkumulation tritt ein Bauteilversagen ein, sobald die Schadenssumme $D = 1$ erreicht ist. Das Versagen kann ein Bauteilversagen, ein technischer Anriss oder eine andere definierte Größe sein. Wichtig ist nur, dass die Wöhlerlinie nach dem gleichen Kriterium ermittelt wurde.

In der originalen Form der Miner-Regel wird davon ausgegangen, dass nur Schwingspiele oberhalb der Dauerfestigkeit σ_D eine Schädigung verursachen. Schwingspiele unterhalb der Dauerfestigkeit verursachen keine Schädigung. Die Steigung der Wöhlerlinie für die lineare Schädigungsakkumulation unterhalb der Dauerfestigkeit wird daher mit $k^* = \infty$ angenommen (vgl. Abbildung 2.13). Im Zeitfestigkeitsbereich wird die Steigung k verwendet. Untersuchungen haben allerdings gezeigt, dass diese Annahmen nicht der Realität entsprechen. Versuche von Gassmann [Gassmann 1966] zeigen, dass bei häufiger Beanspruchung oberhalb der Dauerfestigkeit diese immer weiter absinkt. Daher wurden im Laufe der Zeit unterschiedliche Varianten der originalen Miner-Regel entwickelt, um die Lebensdauer durch lineare Schadensakkumulation besser zu approximieren [Siemon 2006]. Einige dieser Modifikationen sind auch heute noch in vielen Regelwerken zu finden. In der Abbildung 2.13 sind einige Varianten der Miner-Regel graphisch dargestellt, die im Folgenden erläutert werden.

Eine der ersten Modifikationen der Miner-Regel wurde von Corten und Dolan [Corten et al. 1956] vorgestellt. Sie beschrieben die elementare Form der Miner-Regel, nach der auch Schwingspiele unterhalb der Dauerfestigkeit die gleiche Schädigungswirkung haben wie Schwingspiele oberhalb der Dauerfestigkeit. Das bedeutet, dass die Steigung der Wöhlerlinie aus dem Zeitfestigkeitsbereich k einfach in den Bereich unterhalb der Dauerfestigkeit σ_D verlängert wird. Es gilt $k^* = k$ und damit existiert die Dauerfestigkeit in der elementaren Form der Miner-Regel eigentlich nicht (vgl. Abbildung 2.13).

Eine weitere Modifikation ist die Modifikation nach Haibach [Haibach 1970]. Auch hier besitzen Schwingspiele unterhalb der Dauerfestigkeit eine Schädigungswirkung. Diese ist allerdings geringer als bei der elementaren Form, was sich in einer flacheren Steigung der Wöhlerlinie unterhalb der Dauerfestigkeit ausdrückt. Die Steigung in diesem Bereich wird von Haibach mit $k^* = 2 \cdot k - 1$ angegeben (vgl. Abbildung 2.13).

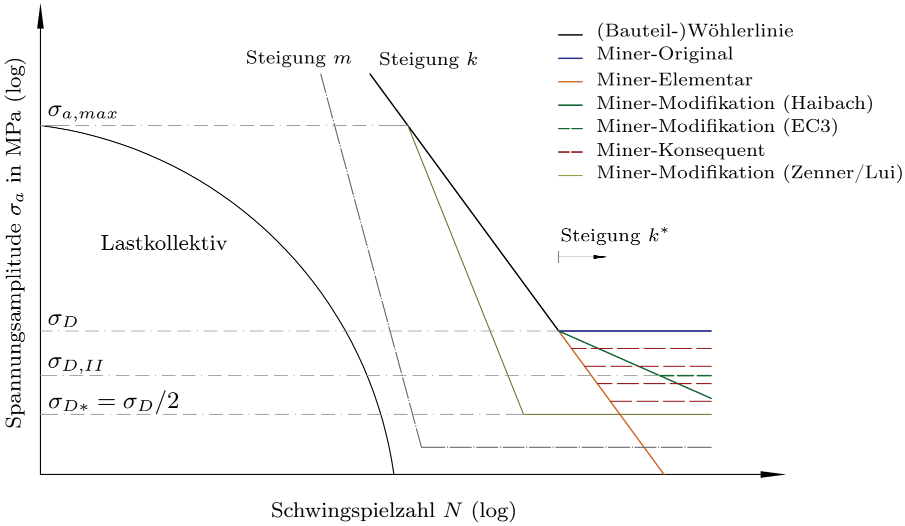


Abbildung 2.13: Graphische Darstellung der Miner-Regel und ihrer Modifikationen

Diese Form der Miner-Regel liegt somit zwischen der originalen und der elementaren Form. Im Eurocode 3 Teil 1-9 [DIN EN 1993-1-9] wird eine leicht abgewandelte Form der Modifikation der Miner-Regel nach Haibach verwendet. Dabei wird eine Untergrenze $\sigma_{D,II}$ definiert. Schwingspiele unterhalb dieser Grenze zeigen keine Schädigungswirkung. Zwischen der Dauerfestigkeit σ_D und der Untergrenze $\sigma_{D,II}$ weist die Wöhlerlinie die Steigung nach Haibach von $k^* = 2 \cdot k - 1$ und im Zeitfestigkeitsbereich die Steigung k auf (vgl. Abbildung 2.13).

Bei der elementaren und der modifizierten Form der Miner-Regel wird davon ausgegangen, dass bereits nach wenigen Schwingspielen oberhalb der Dauerfestigkeit diese deutlich oder sogar vollständig herabgesetzt wird. Untersuchungen zeigen hingegen, dass die Dauerfestigkeit kontinuierlich abnimmt. Die konsequente Form der Miner-Regel, die 1989 ebenfalls durch Haibach [Haibach 2006] vorgestellt wurde, berücksichtigt diesen Effekt. Die Steigung der Wöhlerlinie wird dort immer mit $k^* = k$ beibehalten während die Dauerfestigkeit kontinuierlich mit der Schädigung D sinkt (vgl. Abbildung 2.13). Dies ist ein komplexer und iterativer Prozess. In der FKM-Richtlinie Rechnerischer Festigkeitsnachweis [FKM-Rechnerisch] wird diese Variante empfohlen, die Verwendung der elementaren Form ist jedoch zulässig.

Zenner und Lui [Zenner et al. 1992] stellten eine weitere Modifikation der Miner-Regel vor, die insbesondere für Kerbstäbe oder Bauteile mit besonders flacher Wöhlerlinie gilt. Hier werden sowohl Schädigungen unterhalb der Dauerfestigkeit als auch Reihenfolgeeffekte berücksichtigt. Letztere werden durch eine Drehung der Wöhlerlinie um den Drehpunkt in Höhe des Kollektivmaximums berücksichtigt. Die Wöhlerlinie verläuft nun steiler mit einer Steigung von $k^* = (k+m)/2 \approx (k+3{,}6)/2$ bis zu einer unteren Grenze von $\sigma_D/2$ (vgl. Abbildung 2.13).

In der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] wird die elementare Form der Miner-Regel empfohlen. Alternativ kann die Lebensdauer auch experimentell bestimmt werden, indem die tatsächlich auftretende Betriebsbelastung im Versuch nachsimuliert wird. Voraussetzung dafür ist, dass die Betriebsbelastung bekannt ist.

2.2 Einflussfaktoren auf den Ermüdungsprozess

2.2.1 Werkstoff

Wird eine ungekerbte und polierte Probe betrachtet, so hängt die Dauerfestigkeit für $R = -1$, im folgenden auch als Wechselfestigkeit bezeichnet, in erster Linie von der Zugfestigkeit, der Fließgrenze und somit indirekt auch von der Härte des Werkstoffes ab. Innerhalb einer Werkstoffgruppe steigt die Schwingfestigkeit zunächst proportional mit der Zugfestigkeit an. Ab einem bestimmten Punkt ist dieser Zusammenhang jedoch nicht mehr gegeben. Bei höherfesten Werkstoffen steigt die Ermüdungsfestigkeit innerhalb der Gruppe nur noch geringfügig an, bis diese Zunahme schließlich stagniert.

Die Dauerfestigkeit eines polykristallinen Werkstoffes hängt zudem von seiner Korngröße ab. Somit kann bereits bei der Planung durch die Wahl des Werkstoffs oder der Bearbeitung Einfluss auf die Schwingfestigkeit genommen werden. Denn Werkstoffe mit kleinen Korngrößen besitzen in der Regel eine höhere Fließgrenze bei gleichzeitig höherer Duktilität. Darüber hinaus können durch bestimmte Legierungen höhere Zugfestigkeiten und/oder Fließgrenzen erzielt werden. Durch Wärmebehandlung, wie z. B. beim Ausscheidungshärten, kann ebenfalls eine Erhöhung der Zugfestigkeit oder der Fließgrenze erreicht werden. Eine Verfestigung kann auch durch Kaltverformung des Werkstoffes bewerkstelligt werden. Dabei wird allerdings die Duktilität negativ beeinflusst.

Da in der Praxis eine reine Schwingbelastung des ungekerbten Bauteils sehr selten ist und in der Regel eine Betriebsbelastung auf das meist gekerbte Bauteil einwirkt, steht die Duktilität des Werkstoffes mehr im Vordergrund als eine besonders hohe Zugfestigkeit oder Fließgrenze. Daher ist bei der Werkstoffauswahl und bei der Bearbeitung immer auch darauf zu achten. Gerade bei der Kaltverfestigung durch Kaltverformungsprozesse ist die Versprödung des Werkstoffes meist eine Begleiterscheinung. Wird die Wöhlerlinie nach der Kaltverfestigung eines Werkstoffes betrachtet, so fällt auf, dass die Dauerfestigkeit zwar erhöht ist, die Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich aber flacher verläuft, da der plastische Anteil an der ertragbaren zyklischen Dehnung stark vermindert ist. Je nach Beanspruchung des Bauteils ist dies vorteilhaft oder nachteilig. Liegen z. B. viele Schwingspiele nahe der Dauerfestigkeit, so ist eine Erhöhung der Dauerfestigkeit sinnvoll sein. Liegen jedoch viele Schwingspiele mit großer Amplitude vor, kann eine Kaltumformung nachteilig sein [Radaj et al. 2007, Götz et al. 2020].

2.2.2 Größeneinfluss

Ein weiterer Einflussfaktor auf den Ermüdungsprozess ist neben dem verwendeten Werkstoff auch der Größeneinfluss. Unter dem Begriff Größeneinfluss wird das Phänomen verstanden, dass bei zunehmender Bauteilgröße die Beanspruchbarkeit unter Ermüdungsbelastung abnimmt. Dabei müssen die Abmessungen unabhängig von der Bauteilgröße immer im gleichen Verhältnis zueinander stehen [Vormwald 2014b]. Nach Kloos [Kloos 1976] kann der Größeneinfluss in der Schwingfestigkeit in drei Anteile unterteilt werden. In den technologischen Größeneinfluss, den spannungsmechanischen oder auch geometrischen Größeneinfluss und den statistischen Größeneinfluss. Diese

Effekte treten in der Regel immer gemeinsam auf und ihre Trennung ist nicht eindeutig möglich. Es kann jedoch festgestellt werden, dass der technologische Größeneinfluss in der Regel die beiden anderen Größeneinflüsse überwiegt [Läpple 2016].

Der technologische Größeneinfluss berücksichtigt das unterschiedliche Verhalten größerer Bauteile und Halbzeuge bei der Herstellung und Bearbeitung im Vergleich zu kleineren Bauteilen. So führen beispielsweise beim Abkühlprozess von dickwandigen, großen Bauteilen nach dem Gießen im Vergleich zu dünnwandigen, kleinen Bauteilen die unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten zu unterschiedlichen Gefügeausbildungen und damit zu unterschiedlichen Werkstoffzuständen und Eigenspannungen im Bauteil. Auch bei der Bearbeitung von Bauteilen kann der unterschiedliche Umformgrad verschieden dimensionierter Bauteile die Eigenspannungszustände beeinflussen. Bei der Wärmebehandlung ist der Größeneinfluss ebenfalls gut erkennbar. Denn während bei der Vergütung dünner Proben der gesamte Querschnitt aus Vergütungsgefüge besteht, können bei dickeren Proben im Kern Gefüge mit geringerer Festigkeit wie Mischgefüge oder ggf. noch Ausgangsgefüge vorliegen [Götz et al. 2020, Läpple 2016]. Der technologische Größeneinfluss wird im Wesentlichen durch die Oberfläche und den oberflächennahen Bereich beeinflusst. Die Erfassung solcher Effekte erfolgt in der Regel über Modelle zur Berücksichtigung von Eigenspannungen, Randschichten, Oberflächenrauheit etc. Diese werden in den folgenden Abschnitten näher beschrieben.

Der statistische Größeneinfluss beschreibt den Effekt, dass die Auftretenswahrscheinlichkeit von Fehlstellen bei größeren Proben ansteigt. Denn je größer die Querschnittsfläche ist, desto größer ist die Wahrscheinlichkeit, dass sich dort ein Rissbildungskeim befindet. Dieser statistische Größeneinfluss hängt sehr eng mit dem spannungsmechanischen Größeneinfluss zusammen. Die Berechnung des statistischen Größeneinflusses basiert auf dem Fehlstellenmodell von Weibull [Weibull 1939], welches besagt, dass die statistische Verteilung der Fehlstellen über den Querschnitt gleichförmig ist und somit ein direkter Zusammenhang zur Proben- bzw. Bauteilgröße existiert [Radaj et al. 2007, Vormwald 2014b, Läpple 2016, Götz et al. 2020].

Beim spannungsmechanischen oder geometrischen Größeneinfluss wird die Spannungsverteilung über den Querschnitt betrachtet (vgl. Abbildung 2.14). Bei der Ermittlung ermüdungsrelevanter Werkstoffgrößen werden meist Versuche an ungekerbten Proben unter axialer Wechselbelastung durchgeführt, die Spannungsverteilung ist somit über den Querschnitt konstant. In der Realität liegt allerdings an der versagenskritischen Stelle fast immer ein inhomogener Spannungszustand vor. Dies kann Resultat vorhandener Kerben oder durch die Beanspruchungssituation bedingt sein. In beiden Fällen liegt ein Spannungsgradient vor. Im Vergleich zu einer Probe mit homogener Spannungsverteilung und gleich großer Randspannung besitzt die Probe mit inhomogener Spannungsverteilung folglich eine höhere Ermüdungsfestigkeit. Hier wirkt die maximale Spannung nur in einem sehr kleinen Bereich des Querschnitts. Dieser Effekt wird auch als Stütz- oder Kerbwirkung bezeichnet. Bezogen auf die Bauteilgröße bedeutet dies, dass der Spannungsgradient bei kleinen Proben deutlich steiler ist und die Spannung zur Schwerachse hin schneller abnimmt als bei größeren Proben. Damit ist auch die Fläche bzw. das Volumen kleiner, in dem die Probe den größten Spannungen ausgesetzt ist. Dies ist entscheidend für die Rissentstehung. Bei gekerbten Proben ist dieser Effekt noch stärker ausgeprägt, da bei milden Kerben im Vergleich zu scharfen Kerben, der Spannungsgradient in der Regel geringer und damit die hochbeanspruchte Fläche größer ist [Radaj et al. 2007, Läpple 2016].

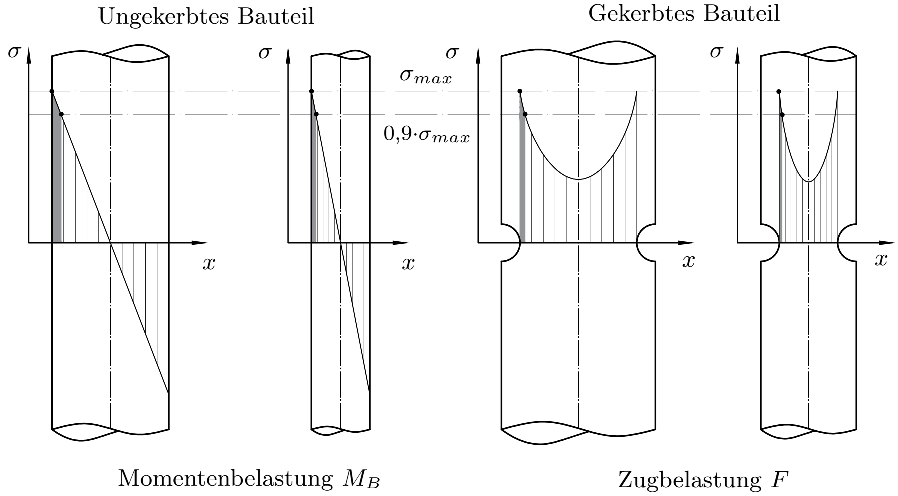


Abbildung 2.14: Größeneinfluss bei gekerbten und ungekerbten Bauteilen nach [Läpple 2016]

Bei der Stützwirkung sind grundsätzlich zwei Größen von Bedeutung. Zum einen die Form der Kerbe oder der versagenskirtischen Stelle und zum anderen der Beanspruchungszustand um die Kerbe. Beide haben Einfluss auf die inhomogene Spannungsverteilung in diesem Bereich und die daraus resultierende Beeinflussung des Werkstoffes. Es gibt verschiedene Modelle zur Berücksichtigung der Stützwirkung, wobei den Modellen auf Basis des Spannungsgradienten z. B. nach Siebel [Siebel 1948] oder Hück, Thrainer und Schütz [Hück et al. 1981] gemeinsam ist, dass sie über eine Stützzahl berücksichtigt werden. Aufgrund der einfachen Ermittlung des bezogenen Spannungsgradienten aus der FEM oder der Abschätzung aus dem Kerbradius werden darauf basierende Konzepte in vielen Regelwerken und Normen verwendet. Andere Modelle sind z. B. das Modell der Makro- und Mikrostützwirkung nach Neuber [Neuber 1968] oder auch das Modell der hochbeanspruchten Fläche bzw. des hochbeanspruchten Volumens nach Kuguel [Kuguel 1961]. Dabei wird die Fläche oder das Volumen bestimmt, in dem die vorherschende Spannung mehr als 90 % der maximalen Spannung überschreitet. Methoden zur Bestimmung dieses Volumens bzw. dieser Fläche sind unter anderem die Methode SPIEL, **Sp**annungs**i**ntegralermittlung aus **E**inheits**l**astfällen, nach Diemar [Diemar et al. 2005]. Diese Modelle nutzen zur Beschreibung des inhomogenen Spannungszustandes die hochbeanspruchte Fläche oder das Volumen, in dem eine Grenzspannung nicht überschritten werden darf, das Spannungsintegral über eine bestimmte Fläche oder ein bestimmtes Volumen oder die über einen definierten Bereich gemittelten Spannungen [Götz et al. 2020]. Neben diesen genannten Modellen liegen in der Literatur noch zahlreiche weitere Modelle vor.

2.2.3 Mittelspannung

Einer der größten Einflüsse auf die ertragbare Schwingspielzahl N einer Probe oder eines Bauteils ist neben der Spannungsamplitude σ_a die vorhandene Mittelspannung σ_m des jeweiligen Schwingspiels. Während vorhandene Zugmittelspannungen bei gleicher Spannungsamplitude σ_a die ertragbare Schwingspielzahl N verringern, erhöhen vorhandene Druckmittelspannungen diese. Erklären lässt sich das dadurch, dass die für die Rissentstehung und ein stabiles Risswachstum notwendigen Gleitvorgänge an der versagenskritischen Stelle durch Druckeigenspannungen erschwert werden. Sie wirken der Rissöffnung entgegen. Zugeigenspannungen hingegen fördern diese Risswachstumsmechanismen und erhöhen zudem die maximal auftretende Oberspannung σ_o des Schwingspiels. Dadurch nehmen die plastischen Verformungen und die Schädigung im versagenskritischen Bereich zu [Wohlfahrt 1988, Radaj et al. 2007].

Der Einfluss der Mittelspannung auf die Schwingfestigkeit der Probe oder des Bauteils ist im Bereich der Dauerfestigkeit deutlicher ausgeprägt als im Bereich der Zeitfestigkeit, weshalb der Einfluss der Mittelspannung häufig in Dauerfestigkeitsschaubildern dargestellt oder allgemein für die Dauerfestigkeit beschrieben wird. In Abbildung 2.15 ist eine Form des Dauerfestigkeitsschaubildes nach Haigh dargestellt, in der für typische Baustähle und Aluminiumknetlegierungen der Zug- und Druckbereich mit Mittelspannung nach Stüssi [Stüssi 1955] gezeigt sind. Hier ist zum einen die Kurve für den Zugbereich dargestellt. Sie spiegelt die ertragbare Amplitude im Zugbereich für die entsprechende Mittelspannung wieder. Gestrichelt ist die entsprechende Amplitude des vollständigen Schwingspiels im Druckbereich verdeutlicht. Analog ist dies für die Kurve im Durckbereich abgebildet. σ_W beschriebt die Wechselfestigkeit, genauer gesagt die mittelspannungsfreie Schwingfestigkeit.

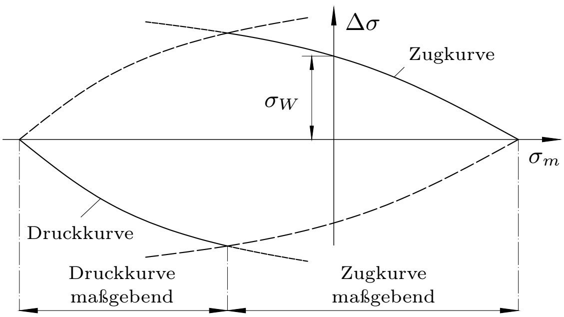


Abbildung 2.15: Dauerfestigkeitsschaubild nach Haigh von Zug- und Druckbereich mit Mittelspannung für typische Baustähle und Aluminiumknetlegierungen nach [Stüssi 1955]

Obwohl der Zugbereich für die Festigkeit in der Praxis wichtiger ist als der Druckbereich, ist eine vollständige Betrachtung in der Ermüdungsfestigkeit sinnvoll. In Abbildung 2.15 ist zu erkennen, dass bei einer Erweiterung in den Druckbereich die ertragbare Spannungsamplitude zunächst zunimmt. Dies ist auf die bereits erwähnten Rissschließungseffekte zurückzuführen. Ab einem gewissen Punkt klingt dieser Effekt jedoch ab und die ertragbare Schwingspielzahl fällt mit zunehmender Druckspannung bis auf $0\,MPa$, bis zur statischen Festigkeit, ab. Für den Zugbereich ist der Verlauf sehr ähnlich, es besteht jedoch keine Symmetrie bezüglich der Mittelspannung, da, wie bereits erwähnt, Zugeigenspannungen die ertragbare Schwingspielzahl reduzieren.

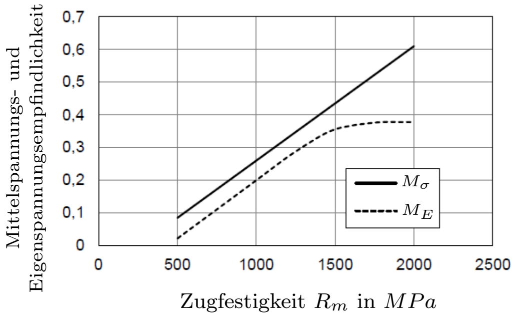


Abbildung 2.16: Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ und Eigenspannungsempfindlichkeit M_E in Abhängigkeit der Zugfestigkeit R_m nach [Radaj et al. 2007]

Der Mittelspannungseinfluss wird nicht pauschal über einen Abminderungsfaktor berücksichtigt, sondern über die Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ (vgl. Abbildung 2.16). Sie wurde von Schütz [Schütz 1967] zur Beschreibung des Mittelspannungseinflusses auf die Schwingfestigkeit eingeführt. In Abbildung 2.16 ist zu erkennen, dass die Mittelspannungsempfindlichkeit mit zunehmender Festigkeit wächst. Ein ähnliches Verhalten ist auch bei Härten von Werkstoffen zu beobachten. Diese Effekte sind daher für Ermüdungsbetrachtungen durchaus nutzbar. Die Mittelspannungsempfindlichkeit nimmt Werte zwischen 0 und 1 an. Liegt der Wert in der Größenordnung von 0, so bedeutet dies, dass die Schwingfestigkeit mit zunehmender Zugmittelspannung nur geringfügig abnimmt. Der Grenzfall $M = 0$ beschreibt somit keine Beeinflussung der ertragbaren Spannungsamplitude durch die Mittelspannung und der Grenzfall $M = 1$ bedeutet Schädigungsgleichheit von Mittelspannung und Spannungsamplitude.

2.2.4 Eigenspannungen

In diesem Abschnitt wird nur der Einfluss der Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit beschrieben, in Abschnitt 5.5.1 hingegen werden die auftretenden Arten von Eigenspannungen sowie ihre Entstehung erläutert. Für die Schwingfestigkeit sind in der Regel die Eigenspannungen 1. Art, genauer gesagt die makroskopischen Eigenspannungen, relevant. Im Allgemeinen überlagern sich vorhandene Eigenspannungen mit den Lastspannungen in einer Probe oder in einem Bauteil und können so analog zu den Mittelspannungen die Schwingfestigkeit erhöhen, wenn Druckeigenspannungen vorliegen oder die Schwingfestigkeit vermindern, wenn Zugeigenspannungen vorliegen [Munz 1984, Götz et al. 2020].

Für die Rissentstehung sind in der Regel die Eigenspannungen an der Bauteiloberfläche von Interesse, da diese in vielen Fällen der Ausgangspunkt für Ermüdungsrisse bildet. Es gibt aber auch Fälle, bei denen die Rissentstehung im Bauteilinneren liegt, dann sind auch die dort vorhandenen Eigenspannungen von Bedeutung. Unabhängig vom Ort der Rissentstehung sind jedoch die in tieferen Schichten liegenden inneren

Eigenspannungen für den Bereich der Zeit- und Betriebsfestigkeit relevant, da die auftretenden Riss in der Regel ins Bauteilinnere wachsen [Radaj et al. 2007].

Genau wie bei den Mittelspannungen ist der Einfluss der Eigenspannungen im Dauerfestigkeitsbereich ausgeprägter als im Zeitfestigkeitsbereich, so dass der Einfluss der Eigenspannungen ebenfalls häufig über ein Dauerfestigkeitsschaubild dargestellt wird. Eine weitere Parallele zur Mittelspannung ist die Berücksichtigung der Eigenspannungen über die Eigenspannungsempfindlichkeit M_E. In Abbildung 2.16 ist neben der Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ auch die Eigenspannungsempfindlichkeit M_E dargestellt. Es fällt auf, dass die Eigenspannungsempfindlichkeit zwar insgesamt geringer ist als die Mittelspannungsempfindlichkeit, aber ebenfalls mit zunehmender Festigkeit ansteigt, bis sie bei Stählen mit einer Zugfestigkeit von $R_m \geq 1500\,MPa$ abflacht und kein Anstieg mehr erkennbar ist. Während dieser Absenkung bis heute nicht genau erklärt werden kann, ist der geringere Einfluss der Eigenspannungen im Vergleich zu den Mittelspannungen begründbar. Denn Eigenspannungen bauen sich im Vergleich zu den Lastspannungen unter zyklischer Belastung ab. Dieser Abbau ist das Resultat von Fließgrenzenüberschreitungen, zyklischer Relaxation, zyklischem Kriechen oder sogar der Rissentstehung durch die zyklische Beanspruchung selbst. Da dieser Abbau bei höherfesten Werkstoffen erschwert ist, steigt die Eigenspannungsempfindlichkeit zunächst parallel zur Mittelspannungsempfindlichkeit (Abbildung 2.16) an. Weiterhin ist zu erkennen, dass sowohl die Mittelspannungsempfindlichkeit als auch die Eigenspannungsempfindlichkeit für Stähle mit einer Zugfestigkeit $R_m < 500\,MPa$ sehr gering ist.

2.2.5 Oberflächenbeschaffenheit und Oberflächenrauheit

Der Zustand der Oberfläche und dessen Auswirkung auf die Schwingfestigkeit hängt von mehreren Größen ab. Dazu gehören die Oberflächenrauheit, die Veränderung der Oberflächenschicht durch Kaltumformung oder durch chemische oder thermische Behandlung, aber auch die Einwirkung korrosiver Medien. Eine weitere wichtige Größe in der oberflächennahen Randschicht sind die bereits beschriebenen Einflüsse durch vorhandene Eigenspannungen [Radaj et al. 2007]. Da die Oberfläche in vielen Fällen der Ausgangspunkt für Ermüdungsrisse ist, ist ihre Beschreibung und Berücksichtigung bei Ermüdungsbetrachtungen von großer Bedeutung. Eine eindeutige Trennung all dieser Effekte ist in der Realität nicht möglich. Lediglich für die rechnerische Erfassung werden sie getrennt betrachtet.

Der Einfluss der Oberflächenrauheit resultiert einerseits aus dem Rauheitsprofil der Oberfläche und andererseits aus der Mikrostruktur der oberflächennahen Randschicht selbst, d. h. aus der Korngröße, vorhandenen Einschlüssen oder Fehlstellen. Die Mikrostruktur bewirkt unabhängig von der Oberflächenrauheit eine innere Kerbwirkung, die sich mit der Kerbwirkung des Rauigkeitsprofils der Oberfläche überlagert. Die daraus resultierende Spannungserhöhung wirkt sich negativ auf die Schwingfestigkeit aus. Die Kerbwirkung des Rauhigkeitsprofils hängt von der Rautiefe R_z ab und kann über diese berücksichtigt werden. Je größer R_z ist, desto größer ist die Kerbwirkung. Die Kerbwirkung der Mikrostruktur lässt sich indirekt über die Zugfestigkeit R_m abschätzen und berücksichtigen. Höherfeste Stähle sind in der Regel feinkörniger und haben daher eine geringere innere Kerbwirkung als weniger feste Stähle, die aufgrund ihres gröberen Gefüges und ihrer inhomogenen Mikrostruktur bereits eine höhere innere

Kerbwirkung besitzen. Das bedeutet aber auch, dass bei diesen Stählen der Effekt der Oberflächenrauhigkeit nicht mehr so deutlich zum Tragen kommt wie bei höherfesten Stählen, da die innere Kerbwirkung bereits höher ist. Beide Einflüsse sind somit miteinander verknüpft. Um den Einfluss der Oberflächenrauhigkeit erfassen zu können, können die Wöhlerlinien bereits für die entsprechend raue Oberfläche ermittelt werden oder es kann ein Abminderungsfaktor in Abhängigkeit der Rauhigkeit und der Zugfestigkeit verwendet werden. Außerdem ist zu beachten, dass der Einfluss der Oberflächenrauhigkeit mit steigender Lastspielzahl zunimmt, da sich die Oberflächenrauhigkeit aufgrund der Schwingbeanspruchung ändern kann. Bei der Rissbildung bilden sich durch plastische Verformung Gleitlinien und Gleitbänder, wodurch die Rauheit zunimmt. Im Bereich der Dauerfestigkeit ist der Effekt demnach am größten [Radaj et al. 2007, Götz et al. 2020]. Ungeachtet der Oberflächenrauigkeit können in der Praxis viele Zustände der Oberflächenschicht aus der Herstellung oder Bearbeitung vorliegen. Dabei wird immer ein Eigenspannungszustand in die oberflächennahe Randschicht eingebracht. Dies kann die Ermüdungsfestigkeit sowohl erhöhen als auch verringern (vgl. Abschnitt 2.2.4). Möglichkeiten sind hier die Kaltverfestigung der Oberfläche z. B. durch Kugelstrahlen oder das Härten der Oberfläche, uvm..

2.3 Mikrolegierter Stahl

Der in dieser Arbeit für die Fahrschiene verwendete Werkstoff ist ein $HX380LAD$ gemäß DIN EN 10346 [DIN EN 10346]. Der Buchstabe H kennzeichnet dabei ein Flacherzeugnis aus höherfestem Stahl, das zum Kaltumformen geeignet ist. Das Hauptsymbol X bedeutet, dass keine bestimmte Walzart vorgeschrieben ist. Gemäß [DIN EN 10346] handelt es sich um ein kaltgewalztes Flacherzeugnis. Die Mindeststreckgrenze beträgt 380 MPa. Das Zusatzsymbol LA weist auf einen mikrolegierten Stahl hin, während D angibt, dass das Material mit einem Schmelztauchüberzug versehen ist.

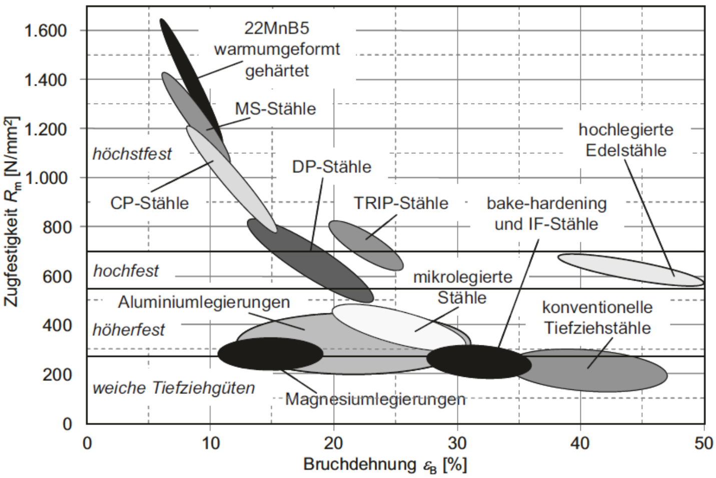


Abbildung 2.17: Einordnung der Mikrolegierten Stähle aus [Bargel 2022]

Bei dem Werkstoff $HX380LAD$ handelt es sich um einen mikrolegierten Stahl mit hoher Streckgrenze, der für Kaltumformprozesse geeignet ist. In Abbildung 2.17 sind verschiedene Stähle hinsichtlich ihrer Bruchdehnung und Zugfestigkeit dargestellt. Dabei wird deutlich, dass mikrolegierte Stähle eine hohe Zugfestigkeit bei gleichzeitig guter Bruchdehnung aufweisen. Diese höherfesten mikrolegierten Feinkornstähle zeichnen sich durch eine ausgewogene Kombination aus Festigkeit, Kaltumformbarkeit und guter Schweißeignung aus [Bargel 2022]. Eine besondere Eigenschaft dieser Werkstoffgruppe ist, dass die Festigkeitssteigerung ohne aufwendige Wärmebehandlung (Vergütung) und ohne hohe Legierungsanteile erreicht wird. Bereits geringe Zusätze von Elementen wie Niob (Nb), Titan (Ti) oder Vanadium (V) im Bereich von etwa 10^{-2} % genügen, um die gewünschten mechanischen Eigenschaften zu erzielen. Die Festigkeitssteigerung beruht auf dem Zusammenspiel von Ausscheidungshärtung und Kornfeinung. Mikrolegierte Stähle sind somit im Wesentlichen ausscheidungshärtende Feinkornstähle.

Die chemische Zusammensetzung nach DIN EN 10346 [DIN EN 10346] ist in der Tabelle 2.1 gegeben.

Tabelle 2.1: Chemische Zusammensetzung des $HX380LAD$ nach DIN EN 10346 [DIN EN 10346]

Element		max. Anteil in $M\%$
C	Kohlenstoff	0,120
Si	Silizium	0,500
Mn	Mangan	1,500
P	Phosphor	0,030
S	Schwefel	0,025
Al	Aluminium	$\geq$ 0,015
Nb	Niob	0,100
Ti	Titan	0,150

Mit steigendem Kohlenstoffgehalt verändert sich das Gefüge von Stahl grundlegend. Zum ursprünglich reinen Ferrit tritt zunehmend Zementit in Form von Perlit hinzu. Bei einem Kohlenstoffgehalt von etwa 0,8% besteht der Stahl vollständig aus Perlit. In diesem Bereich steigen Härte und Festigkeit, während Bruchdehnung und Einschnürung deutlich abnehmen. Ein weiterer Anstieg des Kohlenstoffgehalts führt letztlich zur Versprödung des Werkstoffs und, trotz weiterhin zunehmender Härte, zu einer Abnahme der Zugfestigkeit [Weißbach et al. 2018]. Der mikrolegierte Stahl $HX380LAD$ zeichnet sich durch einen geringen Kohlenstoffgehalt aus. Dies begünstigt eine geringe Sprödigkeit und verbessert die Schweißbarkeit deutlich. Zur gezielten Festigkeitssteigerung wird Silizium eingesetzt. Es fördert zudem den Zerfall von Zementit zu Graphit, was sich positiv auf die Härtbarkeit und die Korrosionsbeständigkeit auswirkt. Allerdings kann Silizium auch unerwünschte Effekte haben. Es begünstigt das Kornwachstum, was zu einer Verschlechterung mechanischer Eigenschaften wie reduzierter Bruchdehnung, eingeschränkter Tiefzieheignung, verminderter Warmumformbarkeit und eingeschränkter Schweißeignung führen kann. Ein weiteres häufig eingesetztes Legierungselement ist Mangan. Es bildet sogenannte Mischkarbide und verlangsamt bei Temperaturen über $700°C$ den Zerfall von Zementit. Dadurch trägt Mangan zur

Erhöhung der Festigkeit und Härtbarkeit bei – ohne die Zähigkeit des Stahls wesentlich zu beeinträchtigen [Weißbach et al. 2018]. Zusammen führen Silizium und Mangan zu einer signifikanten Festigkeitssteigerung des mikrolegierten $HX380LAD$-Stahls, wobei insbesondere Silizium potenziell negative Auswirkungen auf die Verformungseigenschaften haben kann. Die Zugabe von Mikrolegierungselementen wie Niob (Nb) oder Titan (Ti) bewirkt während des Warmwalzens die Ausscheidung von Nitriden und Karbonitriden im Ferrit. Diese Ausscheidungen lagern sich bevorzugt an Subkorn- und Korngrenzen an und hemmen die Korngrenzenwanderung. Das Ergebnis ist ein feinkörniges Ferritgefüge, das durch Kornfeinung und Ausscheidungshärtung sowohl zu einer Erhöhung der Streckgrenze als auch zu einer verbesserten Zähigkeit führt [Hornbogen et al. 2019]. Insgesamt ergibt sich durch die gezielte chemische Zusammensetzung des $HX380LAD$ ein hochfester Stahl mit hoher Zugfestigkeit, gutem plastischem Verformungsvermögen und gleichzeitig hoher Bruchdehnung.

2.4 Nachweiskonzepte der Betriebsfestigkeit

2.4.1 Übersicht der Konzepte

Für die Ermüdungsbeanspruchung von Proben und Bauteilen stehen in der Literatur je nach betrachteter Struktur und nach je nach einwirkender Belastung verschiedenen Nachweiskonzepte zur Verfügung. Diese Konzepte variieren stark in ihrer Komplexität und in ihren möglichen Anwendungsfeldern.

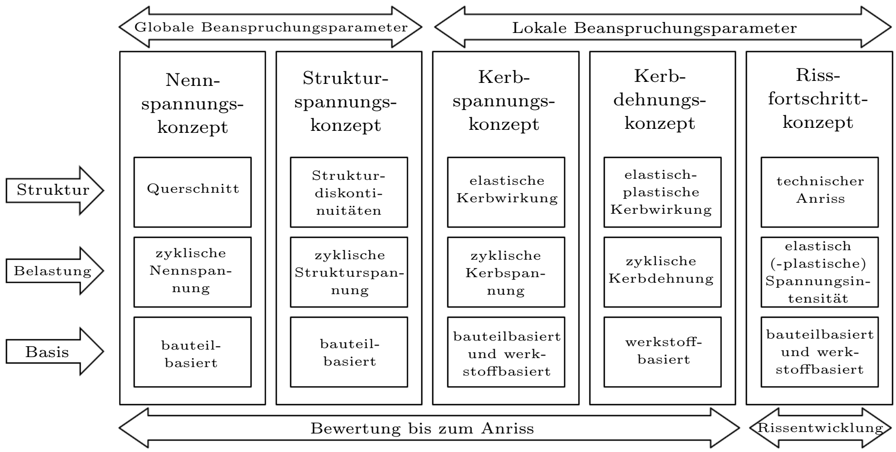


Abbildung 2.18: Übersicht der Nachweiskonzepte in der Ermüdungsbetrachtung

In Abbildung 2.18 ist eine Übersicht dieser Konzepte gegeben. Dabei unterscheiden sich zunächst Konzepte mit lokalen Beanspruchungsparametern, wie das Nenn- oder Strukturspannungskonzept oder globalen Beanspruchungsparametern, wie das Kernspannungs-, Kerbdehnungs- oder Rissfortschrittskonzept. Weiterhin zu unterschieden ist, dass nur letzteres die Rissentwicklung bewertet und die anderen Konzepte lediglich die Bewertung bis zum Anriss der Struktur betrachten. Im Allgemeinen unterscheiden sich die Konzepte in ihrer im Ermüdungsnachweis betrachteten Struktur, wird zum Beispiel wie beim Nennspannungskonzept der gesamte Querschnitt betrachtet oder wird nur eine lokale Kerbe betrachtet, die ultimativ versagensmaßgebend für das gesamte Bauteil ist. Außerdem differenzieren sie sich in der ermüdungsrelevanten Belastung. So werden im Strukturspannungskonzept die wirkenden zyklischen Strukturspannungen der versagenskritischen Querschnittstelle als für die Ermüdung relevant angesehen und im Kerbdehnungskonzept die zyklischen, lokalen elastisch-plastischen Kerbdehnungen und Kerbspannungen an der versagenskritischen Stelle im Bauteil. In den folgenden Abschnitten werden die Konzepte im einzelnen vorgestellt. Hier wird insbesondere das Kerbdehnungskonzept erläutert, welches in der vorliegenden Arbeit bei der Ermüdungsbetrachtung des automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System zum Einsatz kommt.

2.4.2 Nennspannungskonzept

Beim Nennspannungskonzept werden die einwirkenden und die ertragbaren Nennspannungen bezogen auf den Nennquerschnitt betrachtet. Auf der Einwirkungsseite werden die nach der elementaren Stab- und Balkentheorie ermittelten linearelastischen Nennspannungen bzw. Nennspannungsamplituden des Bauteils als ermüdungsrelevant betrachtet. Voraussetzung hierfür ist, dass sowohl die versagenskritische Stelle im Bauteil bekannt ist als auch der Nennquerschnitt an dieser Stelle genau beschrieben werden kann. Den so ermittelten Nennspannungsamplituden werden bauteilspezifische, für den Einzelfall gültige Nennspannungs-Wöhlerlinien gegenübergestellt. Es werden somit Wöhlerlinien verwendet, die für das im betrachteten Fall verwendete Bauteil oder ein sehr ähnliches Bauteil ermittelt wurden. Sie berücksichtigen somit spannungserhöhende Effekte des Werkstoffes, der Geometrie und der damit verbundenen Kerbwirkungen und Größeneffekte sowie fertigungsbedingte Effekte des Oberflächenzustandes oder des Eigenspannungszustandes. Wichtig ist jedoch, dass makrogeometrische Effekte wie Balkenkrümmung oder planmäßige Ausmitten auf der Einwirkungsseite bei der Nennspannungsermittlung berücksichtigt werden. Der Übergang zum Strukturspannungskonzept (vgl. Abschnitt 2.4.3) ist dabei fließend. In Abbildung 2.19 ist das Vorgehen beim Nennspannungskonzept schematisch dargestellt [Seeger 1996, Radaj et al. 2007].

Hier ist zu erkennen, dass als Eingabedaten auf der Einwirkungsseite die Lastfolge und auf der Widerstandsseite die Nennspannungs-Wöhlerlinie für das betrachtete oder ein sehr ähnliches Bauteil bekannt sein müssen. Aus der Lastfolge kann das Nennspannungskollektiv ermittelt werden und mit Hilfe der Nennspannungs-Wöhlerlinie kann dann mittels Schadensakkumulation die Lebensdauer des Bauteils bestimmt werden.

Der Vorteil des Nennspannungskonzeptes liegt in der einfachen Anwendung und dem geringen Aufwand, sofern die Nennspannungs-Wöhlerlinie für das betrachtete Bauteil vorliegt. Darüber hinaus werden mit diesem Konzept gute Ergebnisse erzielt, da die realen Einflüsse aus Geometrie, Werkstoff und Fertigung in der experimentell ermittelten Wöhlerlinie enthalten sind. Zudem gilt das Konzept bezüglich der Lebensdauer als unempfindlich gegenüber kleinen Abweichungen der Eingangsparameter [Radaj et al. 2007]. Sind allerdings keine Wöhlerlinien für das untersuchte Bauteil vorhanden, wird das Konzept schnell aufwändig und kostenintensiv. Außerdem ist die Erfassung zusammengesetzter Belastungen aufgrund der unzureichenden Information über die örtliche Beanspruchung kaum möglich. Das Konzept eignet sich deshalb in erster Li-

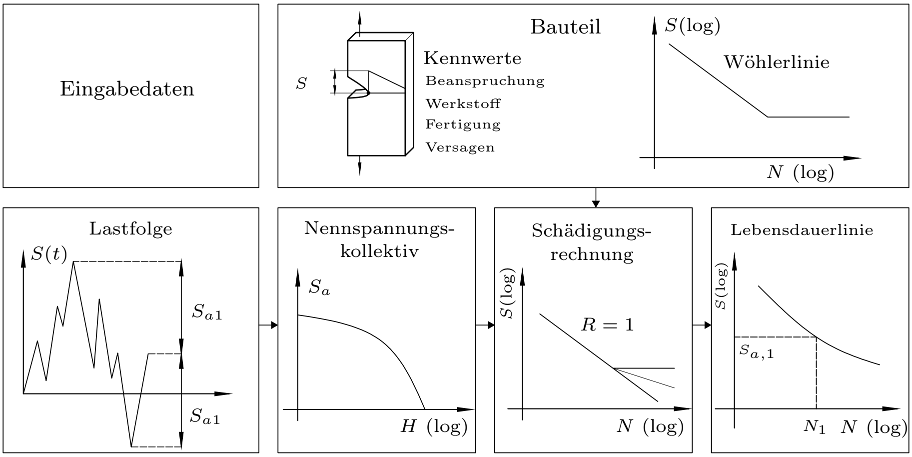


Abbildung 2.19: Vorgehen im Betriebsfestigkeitsnachweis mit dem Nennspannungskonzept nach [Vormwald 2014a]

nie für Bauteile und Baureihen mit typischen Konstruktionselementen. Eine hohe Formvielfalt bei aufwendigen Einzelkonstruktionen spricht gegen die Anwendung des Nennspannungskonzeptes.

Das Nennspannungskonzept ist in seiner Grundform in vielen Regelwerken und Normen verankert, so auch im Eurocode 3 Teil 1-9 [DIN EN 1993-1-9 2009], der IIW-Richtlinie [IIW-Richtlinie-1823-07 2008] oder der FKM-Richtlinie [FKM-Rechnerisch 2012], sie unterscheiden sich allerdings in den Nachweisdetails. Der Eurocode betrachtet in der Regel vorwiegend geschweißte Bauteile und geht daher immer von einem hohen Eigenspannungsniveau aus. Daher wird hier die Mittelspannungsempfindlichkeit nach Schütz [Schütz 1967] mit $M = 0$ angenommen (vgl. Abschnitt 2.2.3), so dass lediglich die Nennspannungsamplitude als schädigende Größe betrachtet wird. Für die Widerstandsbetrachtung steht ein Kerbfallkatalog zur Verfügung, aus dem die ertragbare Nennspannungsamplitude sowie Detailinformationen zum Bauteil entnommen werden können. Die IIW-Richtlinie [IIW-Richtlinie-1823-07 2008] und die FKM-Richtlinie [FKM-Rechnerisch 2012] unterscheiden sich vom Eurocode [DIN EN 1993-1-9 2009] neben der Mittelspannungsbewertung unter anderem in der Schadensakkumulation bei der Schadenssumme. Während die Schadenssumme bis zum Versagen beim Eurocode [DIN EN 1993-1-9 2009] zu $D = 1{,}0$ angenommen wird, verwendet die IIW-Richtlinie [IIW-Richtlinie-1823-07 2008] $D = 0{,}5$ und die FKM-Richtlinie FKM-Rechnerisch 2012 $D = 0{,}3$.

2.4.3 Strukturspannungskonzept

Das Strukturspannungskonzept findet Anwendung, wenn die Belastungen oder die Konstruktion selbst an Komplexität zunehmen und nicht mehr über das Nennspannungskonzept abgebildet werden können. Aufgrund der Komplexität entstehen so viele Kerbfälle, dass eine Abbildung über einen Kerbfallkatalog, wie er für das Nennspannungskonzept nach der elementaren Nennspannungsdefinition existiert, nicht mehr möglich ist. Das Strukturspannungskonzept wurde für Schweißkonstruktionen entwickelt und stammt ursprünglich aus der Offshore-Technik. Es findet heute aber auch im Behälter-, Schiffs- und Fahrzeugbau Anwendung.

Eine wichtige Eingangsgröße des Strukturspannungskonzepts ist die einwirkende Strukturspannung, deren möglichst genaue Bestimmung von Bedeutung ist. Die Strukturspannungen werden häufig auch als hot spot stress, geometric stress oder structural stress bezeichnet. In Abbildung 2.20 sind die Spannungen dargestellt, die an einer Schweißnahtkerbe entstehen.

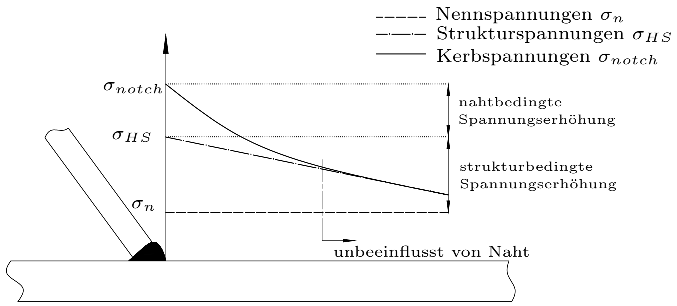


Abbildung 2.20: Übersicht der Spannungen und Spannungserhöhungen an einer Schweißnaht nach [Mensinger 2014]

Hier ist der Spannungszuwachs in Richtung des Schweißnahtübergangs zu erkennen. Diese Spannungszunahme setzt sich aus zwei Anteilen zusammen, zum einen aus der Struktur und Geometrie in der näheren Umgebung der Kerbe, der Knotengeometrie, und zum anderen aus der Kerbwirkung der Schweißnaht selbst. Bei der Ermittlung der Strukturspannungen (vgl. σ_{HS} in Abbildung 2.20) wird nur die Spannungserhöhung aus der Knotengeometrie berücksichtigt, die Erfassung der Kerbspannung aus der Schweißnaht selbst erfolgt auf der Widerstandsseite bei der experimentellen Ermittlung der Strukturspannungs-Wöhlerlinie oder aus Kerbfällen. Die Idee ist, die Bauteilkerbwirkung von der Schweißnahtkerbwirkung zu trennen und damit die Anzahl der möglichen Kerbfälle zu reduzieren, da hier nur die Schweißnahtkerbwirkung im Widerstand berücksichtigt wird und die damit überlagerte Bauteilkerbwirkung für jeden Fall als Einwirkung explizit neu bestimmt wird. Somit können mit einem Kerbfall bzw. einer Wöhlerlinie mehrere Bauteile unterschiedlicher Geometrie nachgewiesen werden, im Gegensatz zu einem Kerbfall bzw. einer Wöhlerlinie im Nennspannungskonzept. Eine Übereinstimmung einiger Faktoren zwischen Kerbfall und Bauteil, wie z. B. Versagenskriterium, Schweißnahtqualität, Fertigungseinflüsse und auch der hot-spot-Typ etc. muss allerdings gegeben sein. Die Herausforderung des Strukturspannungskonzeptes liegt in der Bestimmung der Strukturspannungen, genauer gesagt in der Trennung der Spannungserhöhung aus der Knotengeometrie und der Schweißnaht selbst und damit in der Trennung der Strukturspannung von der Kerbspannung.

Die Strukturspannungen werden in der Praxis entweder über die Extrapolationsmethode oder über die Innenlinearisierung bestimmt. Bei der Extrapolationsmethode werden die Spannungen meist durch lineare Extrapolation der Spannungen an der Oberfläche bis zum Nahtübergang extrapoliert. Bei der Innenlinearisierung hingegen werden die Strukturspannungen durch eine gleichgewichtsverträgliche Linearisierung über den Querschnitt ermittelt. Immer unter der Annahme, dass der Riss am Nahtübergang und nicht an der Nahtwurzel entsteht. Die Ermittlung kann numerisch über die Finite-Elemente-Methode oder experimentell über DMS-Messungen erfolgen. In der Literatur gibt es hierzu zahlreiche Verfahren [Seeger 1996, Radaj et al. 2007]. Für die Betriebsfestigkeitsermittlung gibt es keine Unterschiede im Vorgehen zum Nennspannungskonzept, so dass das schematische Vorgehen aus Abbildung 2.19 unter Verwendung der zyklischen Strukturspannungsamplitude und der Strukturwöhlerlinie analog angewendet werden kann.

Das Strukturspannungskonzept ist auch im Eurocode [DIN EN 1993-1-9 2009], in der IIW-Richtlinie [IIW-Richtlinie-1823-07 2008] und in der FKM-Richtlinie Rechnerischer Festogkeitsnachweis [FKM-Rechnerisch] geregelt. Anwendung findet das Konzept in der Regel nur bei Schweißkonstruktionen. Sind Wöhlerlinien vorhanden, so ist die Anwendung mit geringem Aufwand verbunden und führt zu guten Ergebnissen. Liegen allerdings keine Wöhlerlinien vor, steigt der Zeit- und Kostenaufwand stark an. Die Schwierigkeiten des Konzeptes liegen in der Ermittlung der Strukturspannungen und in der Erfassung der zusammengesetzten Lasten, ähnlich wie beim Nennspannungskonzept.

2.4.4 Kerbspannungskonzept

Beim Kerbspannungskonzept handelt es sich um ein Nachweiskonzept mit lokalen Beanspruchungsparametern, den linear-elastischen, lokalen Spannungen an der versagenskritischen Stelle bzw. Kerbe im Bauteil. Diese werden den lokal ertragbaren Spannungen gegenübergestellt. Voraussetzung ist hierbei, dass sowohl die Geometrie im versagenskritischen Bereich als auch der Werkstoffzustand bekannt sein müssen und genau beschrieben werden können. Die Ermittlung der örtlichen, elastischen Spannungen erfolgt in der Regel, insbesondere bei komplexen Geometrien, numerisch mit der Finite-Elemente-Methode oder alternativ mit analytischen Verfahren, sofern die Geometrie dies zulässt. Mit dem Kerbspannungskonzept wird zunächst die Dauerfestigkeit eines Bauteils bei reiner Wechselbeanspruchung mit $R = -1$ ermittelt. Die Erweiterung in den Bereich der Zeitfestigkeit kann anschließend mit Hilfe der Kenngrößen und Kennfunktionen aus dem Nennspannungskonzept experimentell oder empirisch erfolgen. Die Erweiterung in den Bereich der Betriebsfestigkeit erfolgt über die lineare Schadensakkumulation nach Miner [Miner 1945]. Damit entspricht die Vorgehensweise, mit leichten Modifikationen, dem schematischen Ablauf des Nennspannungskonzeptes. Die Nennspannungen werden lediglich auf der Einwirkungsseite durch die lokalen, linear-elastischen Kerbspannungen ersetzt und die Beanspruchbarkeit wird werkstoffprobenbasiert an ungekerbten Proben ermittelt. In Abbildung 2.21 ist das Vorgehen für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbspannungskonzept dargestellt.

Bei diesem Konzept ist für die Ermüdungsfestigkeit in erster Linie die Kerbwirkung an der versagenskritischen Kerbe im Bauteil entscheidend. Die Kerbwirkung kann dabei sowohl zu Spannungserhöhungen auf der Einwirkungsseite als auch zu Festigkeitsminderungen auf der Widerstandsseite führen. Ganz allgemein gilt, dass die Kerbwirkung, d. h. die Spannungserhöhung an der versagenskritischen Kerbe im Bauteil, mit der Schärfe der Kerbe zunimmt. Außerdem sind anders als bei Konzepten mit globalen Beanspruchungsparametern die lokalen Bedingungen um die Kerbe für

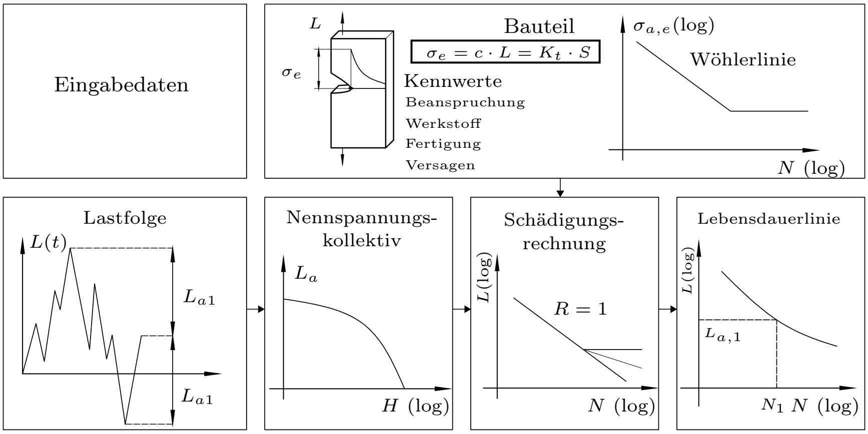


Abbildung 2.21: Vorgehen im Betriebsfestigkeitsnachweis mit dem Kerbspannungskonzept nach [Vormwald 2014a]

das Gesamtversagen des Bauteils entscheidend. Die örtlichen, elastischen Kerbspannungen lassen sich in Abhängigkeit von der Nennspannung S durch die elastizitätstheoretische Formzahl K_t darstellen (vgl. Abbildung 2.21). Sind die Nennspannungen nicht definierbar, kann alternativ der Lastübertragungsfaktor c, der den Zusammenhang zwischen äußerer Last L und örtlicher elastischer Kerbspannung σ_e herstellt, verwendet werden. Daher ist in Abbildung 2.21 auf der Einwirkungsseite auch das Lastkollektiv für L bzw. die Nennspannung zu verwenden. Sowohl die Formzahl K_t als auch der Lastübertragungsfaktor c beinhalten alle Effekte der Last- und Geometrieparameter des Bauteils. Sie berücksichtigen auch die Wirkung der Werkstoffmikrostruktur an der versagenskritischen Stelle bzw. Kerbe, die in der Literatur auch als Kerbstützwirkung oder Mikrostützwirkung bezeichnet wird. Effekte aus der Kristallitstruktur oder Mikrorisseinleitungsprozesse, können dazu führen, dass nicht die maximal auftretende Spannung an der Kerbe, sondern eine geringere lokale Spannung für die Rissentstehung maßgebend ist. Zu diesen Mikrostützwirkungshypothesen gehören der Spannungsgradientenansatz nach Siebel [Siebel 1948], der Spannungsmittelungsansatz nach Neuber [Neuber 1968] oder der Werkstoffvolumenansatz nach Kuguel und Sonsino [Kuguel 1961] u. a..

Das Konzept kann sowohl für geschweißte als auch für nicht geschweißte Konstruktionen Anwendung finden. Bei geschweißten Konstruktionen wird eine fiktive Kerbwirkung am Nahtübergang bzw. an der Nahtwurzel angesetzt. Neben der werkstoffprobenbasierten Form des Nachweises gibt es alternativ auch Erweiterungen im Bereich der Zeit- und Betriebsfestigkeit auf Basis von Bauteilproben [Seeger 1996, Radaj et al. 2007,Götz et al. 2020].

2.4.5 Kerbdehnungskonzept

Das Kerbdehnungskonzept wird häufig auch als örtliches Konzept oder Kerbgrundkonzept bezeichnet. Der Grundgedanke dieses Konzeptes ist, dass sich eine ungekerbte, aus dem versagenskritischen Bereich herausgelöst Probe, hinsichtlich Lebensdauer und Vorverformung genau so oder sehr ähnlich verhält wie der Werkstoff im Kerbgrund der betrachteten Stelle bzw. des betrachteten Bauteils selbst. Diese Betrachtung ist während der Phase der Rissentstehung für das gekerbte Bauteil und die ungekerbte Probe noch sinnvoll, aber spätestens beim Risswachstum unterscheidet sich ihr Verhalten, weshalb in diesem Konzept auch der technische Anriss als Versagenskriterium definiert wird [Seeger 1996, Götz et al. 2020]. Der Anschluss einer Rissfortschrittsberechnung (vgl. Abschnitt 2.4.6) kann dann besonders bei Bauteilen mit starker Kerbwirkung zur Ermittlung der Restlebensdauer sinnvoll sein. Ist die untersuchte Stelle bzw. das untersuchte Bauteil hingegen für die Standsicherheit erforderlich, so ist eine Rissfortschrittsberechnung nicht zu empfehlen [Seeger 1996].

Im Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach dem Kerbdehnungskonzept werden die örtlichen, elastisch-plastischen Spannungen und Dehnungen an der versagenskritischen Stelle bestimmt und den ertragbaren örtlichen Spannungen und Dehnungen gegenübergestellt. Neben der genauen Beschreibung der Geometrie an der versagenskritischen Stelle ist hierbei insbesondere der Beanspruchungszustand bzw. der Werkstoffzustand in der Umgebung der maßgebenden Stelle im Bauteil von Bedeutung. Dazu gehört auch, dass die Beanspruchung konkret an der Lastfolge ermittelt wird, so dass die reine Kenntnis des Lastkollektivs nicht mehr ausreichend ist. Merkmal dieses Konzeptes ist, dass die erforderlichen Kennwerte experimentell an einachsig beanspruchten, ungekerbten Werkstoffproben ermittelt werden. Es handelt sich um eine Erweiterung des werkstoffprobenbasierten Kerbspannungskonzeptes, mit dem unter Berücksichtigung des örtlichen elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens und der expliziten Erfassung der plastischen Dehnungen an der versagenskritischen Stelle im Bauteil das komplette Spektrum von der statischen Festigkeit über den Zeitfestigkeitsbereich bis hin zur Dauerfestigkeit abbilden und bewertet werden kann. Somit können die Zusammenhänge der zum Versagen führenden Vorgänge im Bauteil genau erfasst werden, was mit einem hohen Aufwand verbunden ist, da der örtliche Zustand von Geometrie, Werkstoffverhalten, Oberflächenzustand, Beanspruchung etc. ermittelt werden muss [Seeger 1996, Radaj et al. 2007].

Anwendung findet das Konzept sowohl in der Bauteildimensionierung als auch in der Bauteiloptimierung durch seine genaue lokale Analyse, da im Zuge des Nachweises lebensdauerrelevante Größen ermittelt und optimiert werden können. Zudem können die an einfachen Proben ermittelten Kennwerte auf komplexe Geometrien übertragen werden, so dass das Kerbdehnungskonzept auch bei der Entwicklung neuartiger Konstruktionen eingesetzt werden kann, da auch hier viele Einflüsse berücksichtigt werden können. Dies macht das Konzept besonders flexibel und vielseitig, es kann gleichermaßen auf nicht geschweißte und geschweißte Konstruktionen angewendet werden. Nachteilig ist jedoch, dass das Konzept in Bezug auf die Lebensdauer empfindlich auf seine zahlreichen Eingangsdaten reagiert. Das Kerbdehnungskonzept ist im Reaktor- und Behälterbau [KTA 3201.2 2017,ASME Code III,D1,NB1 2007] und seit 2019 auch in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] verankert.

In Abbildung 2.22 ist die Vorgehensweise beim Kerbdehnungsnachweis mit den einzelnen Arbeitsschritten schematisch dargestellt. Die Eingangsgrößen für den Nachweis können dabei theoretischer, experimenteller oder numerischer Natur sein.

Zu den drei Eingabedaten in der Nachweisführung auf der Einwirkungsseite in Abbildung 2.22 zählen die Beschreibung des Werkstoffverhaltens, genauer die Beschreibung

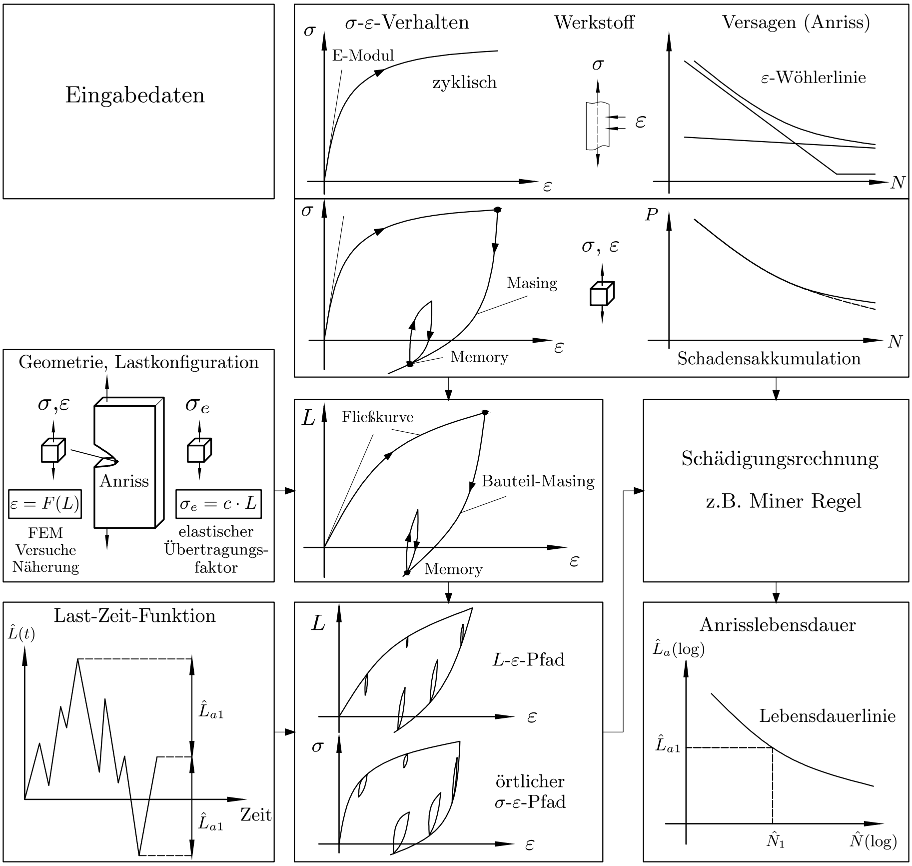


Abbildung 2.22: Übersicht des Kerbdehnungskonzeptes nach [Seeger 1996]

der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve, die Geometrie- und Lastkonfiguration sowie die Last-Zeit-Funktion.

Bei der Geometrie- und Lastkonfigurationsbeschreibung wird der Zusammenhang zwischen der Lastgröße L und der daraus resultierenden elastizitätstheoretischen Spannung σ_e an der versagenskritischen Stelle im Bauteil ermittelt. Dazu wird der elastizitätstheoretische Übertragungsfaktor c verwendet (vgl. Gleichung 2.11). Die betrachtete Lastgröße kann eine äußere Last, eine Schnittgröße, eine Nennspannung oder eine Verformung etc. sein. Werden Nennspannungen verwendet, so entspricht der Übertragungsfaktor c der Formzahl K_t (vgl. Abschnitt 2.4.4).

$$\sigma_e = c \cdot L \tag{2.11}$$

Wird bei der späteren Bestimmung der Bauteilfließkurve, genauer gesagt der Last-Kerbdehnungs-Beziehung (L-ε), eine analytische Näherungsbeziehung verwendet, so genügt hier der Übertragungsfaktor c. Andernfalls muss eine Übertragungsfunktion (vgl. Gleichung 2.12) numerisch oder experimentell ermittelt werden. Darauf wird im

Arbeitsschritt zur Bestimmung der Last-Kerbdehnungs-Beziehung näher eingegangen.

$$\varepsilon = F(L) \tag{2.12}$$

Weiterhin muss in diesem Schritt die maßgebende Stelle im Bauteil bestimmt und deren Geometrie genau beschrieben werden. Die Ermittlung der maßgebenden Nachweisstelle erfolgt in der Regel und so auch in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] mittels elastizitätstheoretischer FE-Berechnung für die betragsmäßig größte Vergleichsspannung σ_V unter Berücksichtigung isotropen Materialverhaltens.

In einem zweiten Arbeitsschritt wird die Last-Zeit-Funktion benötigt. Sie repräsentiert den Verlauf der Lastgröße L in Abhängigkeit der Zeit. Dabei können für ein Bauteil typische Lastfolgen, experimentell am realen Bauteil ermittelte Lastfolgen oder mit statistischen Methoden synthetisch erzeugte Lastfolgen verwendet werden. Die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] gibt hier keine Hinweise, sie wird als bekannt vorausgesetzt. In dieser Arbeit werden Lastfolgen verwendet, die mit Hilfe statistischer Methoden ermittelt wurden (vgl. Abschnitt 4.4).

Als letzte Eingangsgröße auf der Einwirkungsseite wird das Werkstoffverhalten benötigt, genauer gesagt die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve. Sie spiegelt das elastisch-plastische Werkstoffverhalten unter einachsiger, zyklischer Belastung wider. In Abschnitt 2.1.5 und 4.1 wird näher auf die Beschreibung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve eingegangen. Die Ermittlung kann durch analytische Abschätzmethoden (vgl. Abschnitt 4.1) oder durch experimentelle Untersuchungen (vgl. Abschnitt 5.10.2 und 5.11.2) erfolgen. Die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] lässt beide Varianten zu und empfiehlt die Durchführung von dehnungsgeregelten einstufigen Wöhlerversuchen (vgl. Abschnitt 5.10). Methoden zur analytischen Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve sind in Abschnitt 4.1.2 erläutert. Die dort beschriebene FKM-Methode wird auch in [FKM-nichtlinear] empfohlen und ist nur von der Zugfestigkeit R_m abhängig.Damit sind alle erforderlichen Eingangsgrößen auf der Beanspruchungsseite bekannt.

In einem nächsten Schritt kann die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve, die das zyklische Werkstoffverhalten bei Erstbelastung beschreibt, um das Masing- und Memory-Verhalten erweitert werden und damit auch eine Beschreibung des Werkstoffverhaltens nach Lastumkehr ermöglichen. In Abschnitt 2.1.5 sind das Masing-Verhalten und die drei Memory-Effekte erläutert. Mit dem elastizitätstheoretischen Übertragungsfaktor c wurde bereits der Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung L und der daraus resultierenden rein elastischen Spannung σ_e am Anrissort ermittelt. Da die örtlichen Beanspruchungen an der versagenskritischen Stelle in der Regel im elastisch-plastischen Bereich liegen, muss eine Übertragungsfunktion wie in Gleichung 2.12 ermittelt werden. Geschieht dies über Näherungsbeziehungen (vgl. Abschnitt 4.3) z. B. nach Neuber [Neuber 1961], so reicht die Kenntnis des Übertragungsfaktors c aus, um iterativ die L-ε-Beziehung, auch Bauteilfließkurve genannt, zu bestimmen. Durch Verbindung dieser L-ε-Beziehung mit der zuvor ermittelten Last-Zeit-Funktion, kann der L-ε-Pfad für die gesamte Lastfolge bestimmt werden. Alternativ zur Ermittlung über eine Näherungsgleichung kann die Bestimmung des L-ε-Pfades auch über numerische, elastisch-plastische Simulationen oder über Dehnungsmessungen bei experimentellen Untersuchungen erfolgen. Besonders die Fließkurvenermittlung über numerische Verfahren ist allerdings sehr aufwendig, da hier nicht erst eine L-ε-Beziehung aufgestellt wird, mit der dann einfach der L-ε-Pfad rechnerisch bestimmt werden kann, sondern direkt der L-ε-Pfad bezogen auf eine explizite Lastfolge. Das heißt, die einzelnen Umkehrpunkte der gesamten Lastfolge müssen numerisch nachsimuliert werden. Um die Beanspruchungsseite des Nachweises nach dem Kerbdehnungskonzept zu finalisieren, muss nur noch aus dem L-ε-Pfad über Rückrechnung aus dem zyklischen Spannungs-Dehnungs-Gesetz nach Ramberg und Osgood [Ramberg et al. 1943] nach Gleichung 2.6 die örtliche Spannung und somit der endgültige Spannungs-Dehnungs-Pfad (σ-ε-Pfad) bestimmt werden.

Anschließend kann die Widerstandsseite formuliert werden. Dazu wird zunächst die Dehnungs-Wöhlerlinie aus der Werkstoffbeschreibung für die Versagensbewertung benötigt. Auch hier ist eine genauere Beschreibung der Dehnungs-Wöhlerlinie in Abschnitt 4.1 zu finden. Analog kann die Dehnungs-Wöhlerlinie auch analytisch abgeschätzt (vgl. Abschnitt 4.1.2) oder experimentell ermittelt (vgl. Abschnitt 5.10) werden. Die Dehnungs-Wöhlerlinie repräsentiert dabei in den meisten Fällen nur das Werkstoffverhalten bei einer einstufigen Belastung mit einem Verhältnis $R = -1$. In einer realen Betriebsbelastung liegen jedoch Lastfolgen vor, die zu mittelspannungsbehafteten Schwingspielen bzw. Hysteresen führen. Somit wäre für jede Mittelspannung eine eigene Dehnungs-Wöhlerlinie erforderlich. Dies wäre jedoch mit einem erheblichen Aufwand verbunden, so dass stattdessen sogenannte Mittelspannungs- bzw. Schädigungsparameter P und deren zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinien verwendet werden. Sie beinhalten den Mittelspannungseinfluss, so dass aus mittelspannungsbehafteten Hysteresen schädigungsäquivalente, aber mittelspannungsfreie Hysteresen werden. Die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] spricht hier auch von der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Werkstoff und empfiehlt dabei die Verwendung des Schädigungsparameters P_{RAM} oder P_{RAJ}. Zusätzlich können weitere Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit in der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie berücksichtigt werden, wie in Abschnitt 2.2 beschrieben. Die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] spricht hier von der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für das Bauteil. Hier wird der Größeneinfluss über die Stützzahl n_P berücksichtigt. Diese setzt sich zusammen aus der statistischen Stützzahl n_{st} in Abhängigkeit von der hochbeanspruchten Fläche und der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} in Abhängigkeit vom Spannungsgradienten. Der Größeneinfluss n_P wird dann über Gleichung 2.13 bestimmt.

$$n_P = n_{bm} \cdot n_{st} \tag{2.13}$$

Zusätzlich wird über die Schädigungsparameter-Wöhlerlinien für das Bauteil die Oberflächenrauhigkeit über den Faktor $K_{R,P}$ berücksichtigt. Damit ist die Schädigungswirkung eines jeden Schwingspiels bekannt und so kann in Kombination mit dem örtlichen σ-ε-Pfad über eine Schadensakkumulationsrechnung die Schädigungswirkung der gesamten Lastfolge als Schadenssumme D bestimmt und anschließend die Anrisslebensdauer des Bauteils unter Betriebsbelastung ermittelt werden. Hinweise zur Schadensakkumulationsrechnung sind in Abschnitt 2.1.6 beschrieben [Seeger 1996, Radaj et al. 2007, Vormwald 2014a] . Ein weiterer Vorteil der großen Flexibilität des Kerbdehnungskonzepts besteht darin, dass der Nachweis vollständig ohne

Versuche und rein über Nennwerte und rechnerische Abschätzmethoden angewendet oder durch experimentelle und numerische Untersuchungen verfeinert werden kann.

2.4.6 Rissfortschrittskonzept

Das Rissfortschrittskonzept setzt anders als die anderen vier Konzepte ein bereits rissbehaftetes Bauteil voraus. Die Rissform sowie die Risslänge müssen bekannt sein. Ob es sich um einen realen Riss, wie z. B. einen konstruktiv eingebrachten Schlitz oder Spalt, oder um einen natürlich entstandenen Riss aus vorangegangener Schwingbeanspruchung handelt oder um einen fiktiven Anriss, der sich aus der Oberflächenrauhigkeit oder aus Mikroeinschlüssen ergibt, ist nicht relevant. Im Nachweis wird das durch die zyklische Belastung hervorgerufene Risswachstum berechnet, bis eine definierte kritische Risslänge erreicht ist und es zum Restbruch des Bauteils kommt. Basierend auf der Beanspruchung der Rissspitze ändert sich die Risslänge pro Schwingspiel $\frac{da}{dN}$. Dies wird auch als Risswachstum bezeichnet und kann z. B. durch die Paris-Gleichung als Potenzgesetz nach Gleichung 2.14 beschrieben werden.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_I)^m \tag{2.14}$$

Das Risswachstum ist dabei vom Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I und den Konstanten C und m anhängig, die wiederum vom Spannungsverhältnis R und der Beanspruchung an der Rissspitze abhängen. Der Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I kann als die Schwingbreite zwischen dem Minimum und dem Maximum des Spannungsintensität ΔK betrachtet werden. Für die Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung wird auf die Verwendung der lokalen Spannungen und Dehnungen verzichtet, da diese dort je nach Belastung unendlich groß werden können. Bei kleinen plastischen Zonen um die Rissspitze wird stattdessen eine Beschreibung der Beanspruchung der Rissspitze über den Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I verwendet, ist die plastische Zone größer, erfolgt die Beschreibung der Beanspruchung der Rissspitze in der Regel über das J-Integral bzw. die Rissspitzenverschiebung δ. An der Rissspitze kann die Beanspruchung sowohl durch ein linear-elastisches als auch durch ein elastisch-plastisches Materialgesetz beschrieben werden [Radaj et al. 2007].

Ein Bauteilversagen tritt nicht unmittelbar mit der Rissentstehung ein, sondern es kommt zunächst zu einem unkritischen Risswachstum auf der Basis eines Rissfortschrittsgesetzes, wie hier der Paris-Gleichung (vgl. Gleichung 2.14). In Abbildung 2.23 ist das Risswachstum bei zyklischer Belastung mit konstanter Amplitude pro Lastzyklus da/dN über der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_I aufgetragen. Das Risswachstum unter Schwingbelastung kann in drei Phasen unterteilt werden. Die erste Phase ist die Mikrorissbildung (vgl. Abbildung 2.23), die stark von der Mikrostruktur des Werkstoffes abhängt, wobei ihr Einfluss auf das Risswachstumsverhalten mit zunehmender Risslänge abnimmt. Zusätzlich ist in Abbildung 2.23 der Grenzwert $\Delta K_{I,th}$ dargestellt, unterhalb dessen kein Risswachstum auftritt, quasi die bruchmechanische Dauerfestigkeit. Die zweite Phase beschreibt das stabile Risswachstum, das maßgeblich vom vorherrschenden Beanspruchungsfeld an der Rissspitze abhängt. Der Rissfortschritt wird hier durch die Paris-Gleichung beschrieben (vgl. Gleichung 2.14). Die dritte Phase beschreibt das beschleunigte Risswachstum bis zur Bruchzähigkeit K_{Ic} und letztendlich zum Restbruch. Die Anteile der drei Phasen an

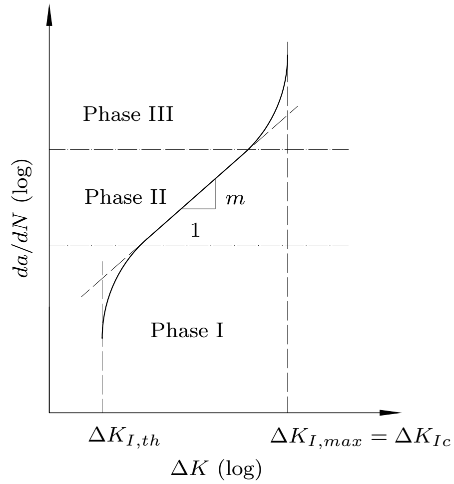


Abbildung 2.23: Phasen des Ermüdungsrisswachstums

der Lebensdauer eines Bauteils sind abhängig vom Werkstoff, der Bauteilgeometrie und der Belastung. Das Rissfortschrittskonzept kann sowohl als eigenständiges Konzept als auch im Anschluss an eines der vorgestellten Konzepte zur Bestimmung der Restlebensdauer eines Bauteils verwendet werden [Seeger 1996, Radaj et al. 2007, Vormwald 2014b].

2.5 Grundlagen der Statistik

Da die Größen der Schwingfestigkeit und damit auch der Betriebsfestigkeit streuen, sind zu ihrer Beschreibung statistische Methoden erforderlich. Dazu müssen zunächst einige Grundlagen geklärt werden. Die zu untersuchende streuende Zufallsgröße wird in der Regel als Merkmalsgröße X bezeichnet. Die Merkmalsgröße X umfasst dabei die gemessenen Einzelergebnisse, somit die Merkmalswerte x_i, die auch als Merkmalsausprägungen bezeichnet werden. Alle theoretisch messbaren Merkmalsausprägungen werden in der Grundgesamtheit zusammengefasst. Eine Bestimmung der Grundgesamtheit ist jedoch bei der experimentellen Erfassung in der Werkstoffwissenschaft oder im Bereich der Betriebsfestigkeit praktisch nicht möglich. Eine Versuchsreihe mit n Versuchen stellt nur eine Stichprobe aus der Grundgesamtheit dar und die daraus ermittelten Kenngrößen sind lediglich Schätzer für diese Grundgesamtheit. Je größer der Stichprobenumfang ist, desto besser können die Parameter der Grundgesamtheit geschätzt werden. Es ist jedoch anzumerken, dass die Merkmalsausprägungen von Stichproben aus derselben Grundgesamtheit sehr unterschiedlich ausfallen können.

In der Literatur [Behrends 2013,Messer et al. 2019,Mittag 2017,Fahrmeir et al. 2016,Kohn 2005,Rooch 2014,Schiefer et al. 2018, Hedderich et al. 2020 uvm.] sind die statistischen Zusammenhänge ausführlich beschrieben. In den folgenden Abschnitten dieser Arbeit sollen nur die Grundlagen erläutert werden, die für die Auswertung sowie für die Darstellung der Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen von Bedeutung sind.

2.5.1 Beschreibung einer Stichprobe

Eine wichtige Größe zur Charakterisierung von Stichproben ist die Häufigkeitsverteilung der Merkmalsausprägungen x_i, die bei diskreten, d. h. zählbaren Merkmalen durch die entsprechenden Wahrscheinlichkeiten beschrieben wird. In den Natur- und Ingenieurwissenschaften liegen die Messgrößen der Grundgesamtheit häufig normalverteilt vor. Die Parameter zur Beschreibung der Normalverteilung oder auch logarithmischen Normalverteilung sind Mittelwert und Varianz. Während für die Grundgesamtheit der Mittelwert μ und die Varianz σ^2 meist unbekannte Parameter darstellen, sind der Mittelwert $\bar{x}$ und die Varianz s^2 der konkreten Stichprobe bestimmbare Größen. Weitere wichtige Größen der Stichprobe sind die Standardabweichung s und der Variationskoeffizient ν_s als relatives Streuungsmaß.

Der Mittelwert $\bar{x}$ der Stichprobe wird auch als Lageparameter der Verteilung bezeichnet, da er die Lage des Schwerpunktes der Versuchsergebnisse beschreibt. Oft wird er auch als empirischer Mittelwert bezeichnet, da er den tatsächlichen Mittelwert der Grundgesamtheit nur schätzt. Grundsätzlich ist zwischen dem arithmetischen (vgl. Gleichung 2.15) und dem geometrischen Mittelwert (vgl. Gleichung 2.16) zu unterscheiden.

$$\bar{x} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} x_i \tag{2.15}$$

$$\bar{x}_G = \sqrt[n]{x_1 \cdot x_2 \cdots x_n} \tag{2.16}$$

Wie oben beschrieben, folgen die Messgrößen häufig einer Normalverteilung. Im Bereich der Lebensdauer im Zeitfestigkeitsbereich oder der Dauerfestigkeit bzw. Schwingfestigkeit lassen sich die Ergebnisse jedoch meist durch eine logarithmische Normalverteilung beschreiben (vgl. Abschnitt 2.5.2). In diesem Fall entspricht der arithmetische Mittelwert der logarithmierten Merkmalswerte x_i dem Logarithmus des geometrischen Mittelwertes. Es gilt Gleichung 2.17.

$$\log \bar{x}_G = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \lg x_i \tag{2.17}$$

Weiterhin von Interesse ist das Maß mit dem die einzelnen Messwerte vom Mittelwert abweichen. Der sogenannte Formparameter wird als empirische Varianz s^2 wie folgt definiert (vgl. Gleichung 2.18) und ist neben der Standardabweichung das bekannteste Maß der Streuung einer Verteilung. Auch sie stellt nur einen Schätzer der Grundgesamtheit dar.

$$s^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x})^2 \tag{2.18}$$

Die positive Wurzel der Varianz ist die Standardabweichung s und ebenfalls ein Maß für die Streuung der Verteilung. Sie besitzt die gleiche Maßeinheit wie die Merkmalsgröße X, was sie sehr anschaulich macht. Die empirische Standardabweichung lautet:

$$s = \sqrt{s^2} = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(x_i - \bar{x})^2} \tag{2.19}$$

Da sowohl die Varianz als auch die Standardabweichung vom Mittelwert der Verteilung abhängen, ist ein direkter Vergleich mit Verteilungen, die um einen anderen Mittelwert streuen, nicht möglich. Eine Größe, die dies ermöglicht, ist der Variationskoeffizient ν. Dieser wird aus dem Verhältnis der Standardabweichung s zum Mittelwert $\bar{x}$ gebildet und gibt somit ein relatives Streuungsmaß an.

$$\nu_s = \frac{s}{\bar{x}} \tag{2.20}$$

2.5.2 Statistische Verteilungsfunktionen

Die Wahrscheinlichkeit P kann als eine Dichtefunktion $f(x)$ beschrieben werden, die jedem Merkmalswert x_i eine Häufigkeit zuordnet, mit der er auftritt. Dabei kann von einer idealen Funktion der Grundgesamtheit ausgegangen werden. Es gilt allgemein:

$$P(-\infty \leq X \leq \infty) = \int_{-\infty}^{\infty} f(x)dx = 1 \; ; \; x \in \mathbb{R} \tag{2.21}$$

$$P(a < X \leq b) = \int_{a}^{b} f(x)dx \tag{2.22}$$

Aus Gleichung 2.21 geht hervor, dass die Fläche zwischen der Funktion $f(x)$ im Intervall von $-\infty$ bis $+\infty$ und der Abszisse immer 1 ist. Mit Hilfe der Verteilungsfunktion $F(x)$ (vgl. Gleichung 2.23) kann nun die Wahrscheinlichkeit berechnet werden, mit der ein Wert kleiner oder gleich dem Wert a auftritt. In Abbildung 2.24 sind beispielhaft eine Dichtefunktion $f(x)$ und ihre zugehörige Verteilungsfunktion $F(x)$ dargestellt.

$$F(x) = P(X \leq a) = \int_{-\infty}^{a} f(x)dx \tag{2.23}$$

Der Begriff Wahrscheinlichkeit wird in der Betriebsfestigkeit häufig mit der Ausfallwahrscheinlichkeit P_A und der Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{Ü}$ in Verbindung gebracht. Damit kann die Wahrscheinlichkeit angegeben werden, mit der ein Bauteil bei einer bestimmten Lastamplitude die gewünschte Schwingspielzahl erreicht oder nicht. Wird die Schwingspielzahl erreicht, wird von der Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{Ü}$ gesprochen, wird sie dagegen nicht erreicht, wird von der Ausfallwahrscheinlichkeit P_A gesprochen. So wie Stichproben durch Form- und Lageparameter beschrieben werden können, können auch Wahrscheinlichkeitsverteilungen durch solche Parameter beschrieben werden. Somit kann über den Erwartungswert μ analog zum Stichprobenmittelwert $\bar{x}$ die Lage des Schwerpunktes der Verteilung, d. h. der Mittelwert der Grundgesamtheit, bestimmt werden. Gleiches gilt für die Varianz σ^2 bzw. die Standardabweichung σ, die entsprechend die quadratische Abweichung der Merkmalsausprägung vom Erwartungswert bzw. deren Wurzel beschreiben. Es lässt sich somit sagen, dass die empirisch ermittelten Größen $\bar{x}$ und s^2 der Stichprobe des Umfangs n Schätzer für die Größen μ und σ^2 der Grundgesamtheit sind.

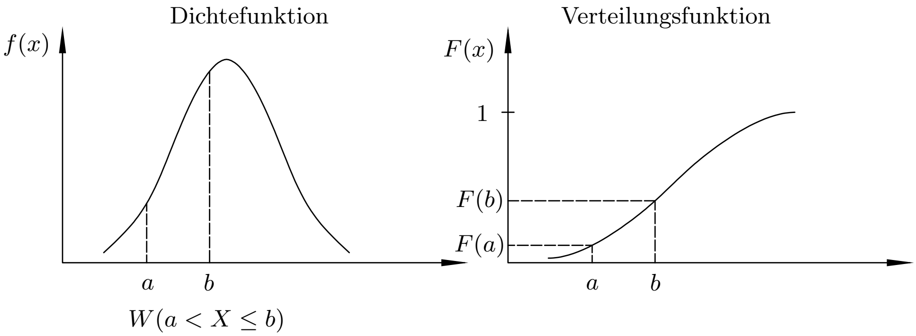


Abbildung 2.24: Darstellung der Dichte- und Verteilungsfunktion einer symmetrischen Verteilung.

Bei Verteilungsfunktionen ist zwischen diskreten und stetigen Merkmalsgrößen X zu unterscheiden. Von diskreten Zufallsvariablen kann ausgegangen werden, wenn nur endlich viele oder abzählbar unendlich viele reelle Werte angenommen werden können. Beispiele für diskrete Verteilungen sind die Binominalverteilung, die Bernulli-Verteilung oder die Poisson-Verteilung. Wenn die Merkmalswerte x_i einer Merkmalsgröße X innerhalb eines bestimmten Intervalls von reellen Zahlen jeden beliebigen Wert annehmen können, wird die Verteilung als stetig bezeichnet. Beispiele für stetige Verteilungsfunktionen sind die Normalverteilung, die Weibull-Verteilung oder die Betaverteilung. Im Folgenden werden die vier stetigen Verteilungen Normalverteilung, Log-Normalverteilung, Student-t-Verteilung und χ^2-Verteilung näher betrachtet.

Normalverteilung

Zur Beschreibung von Verteilungen in Natur und Technik wird häufig die Normalverteilung verwendet. Der Grund dafür ist, dass es hier häufig zu einer additiven Überlagerung unabhängiger zufälliger Einflüsse kommt, die in der Regel normalverteilt und asymptotisch sind. Nach dem deutschen Mathematiker Gauß wird die Normalverteilung häufig auch als Gauß'sche Verteilung oder Gaußsche-Glockenverteilung bezeichnet. Die Dichtefunktion der Normalverteilung kann durch zwei Kenngrößen, den Lageparameter, der dem arithmetischen Mittelwert μ entspricht, und das Streuungsmaß, das der empirischen Standardabweichung σ entspricht, eindeutig beschrieben werden. Sie ist symmetrisch und nähert sich der Abszisse asymptotisch. Die Dichtefunktion der Normalverteilung kann durch die Gleichung 2.24 beschrieben werden.

$$f(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^2} \tag{2.24}$$

Eine Veränderung des Lageparameters μ bewirkt eine Parallelverschiebung der Verteilung, eine Vergrößerung des Streuungsparameters σ führt zu einem flacheren Verlauf der Verteilungsfunktion, eine Verkleinerung analog zu einem steileren Verlauf der Verteilungsfunktion. In Abbildung 2.25 sind auf der rechten Seite drei verschiedene Verteilungsfunktionen dargestellt. Die Funktionen $f1$ und $f2$ besitzen den gleichen Lageparameter $\mu = 0$ allerdings unterschiedliche Streuungen von $\sigma = 1$ für $f1$ und $\sigma = 0{,}5$ für $f2$. Die Funktion $f3$ wird durch $\mu = \sigma = 2$ beschrieben. Die Normalverteilung wird häufig durch $N(\mu,\sigma^2)$ beschrieben. Die in Abbildung 2.25 auf der rechten Seite dargestellte Funktion $f1$ könnte folglich auch als $N(0,1)$ geschrieben werden.

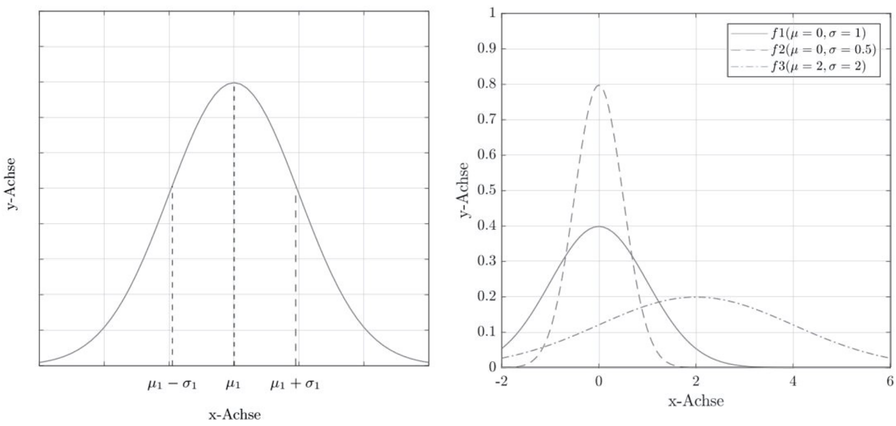


Abbildung 2.25: Dichtefunktion von Normalverteilungen für verschiedenen Lageparameter und Streuungen.

Die Wendepunkte der Gaußverteilung liegen, wie in Abbildung 2.25 links dargestellt, bei $\mu - \sigma$ und $\mu + \sigma$. Um nun die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A eines Merkmalswertes x einer normalverteilten Zufallsgröße X bestimmen zu können muss die Verteilungsfunktion $F(x)$ der Normalverteilung gelöst werden.

$$F(x) = \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \int_{-\infty}^{x} e^{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{t-\mu}{\sigma}\right)^2} dt \tag{2.25}$$

Die Funktion ist nicht geschlossen lösbar und muss numerisch bestimmt werden. Da es sehr aufwendig wäre, für jede mögliche Kombination von Erwartungswert μ und Standardabweichung σ die Werte der Normalverteilung zu bestimmen, wird die normalverteilte Merkmalsgröße X so transformiert, dass die ermittelte neue Zufallsgröße Z wieder eine Normalverteilung mit Erwartungswert $\mu = 0$ und Standardabweichung $\sigma = 1$ besitzt. Diese Normalverteilung wird auch standardisierte Normalverteilung oder Standardnormalverteilung genannt. Die Dichtefunktion $\phi(z)$ und die Verteilungsfunktion $\Phi(z)$ der Standardnormalverteilung lassen sich durch die beiden folgenden Gleichungen 2.26 und 2.27 darstellen.

$$\phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\left(\frac{z^2}{2}\right)} \tag{2.26}$$

$$\Phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \int_{-\infty}^{z} e^{-\left(\frac{u^2}{2}\right)} du \tag{2.27}$$

Die transformierte Zufallsvariable Z kann aus einer beliebigen anderen Normalverteilung bestimmt werden (vlg. Gleichung 2.28) und wird durch folgende Gleichung 2.29 beschrieben.

$$F(x) = P_A(X < x) = \Phi(z) = \Phi\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right) \tag{2.28}$$

$$Z = \frac{X - \mu}{\sigma} \tag{2.29}$$

Damit kann jede normalverteilte Zufallsgröße bzw. Merkmalsgröße X in eine standardisierte Normalverteilung transformiert werden. Somit müssen nur die Werte der

Standardnormalverteilung bekannt sein, um die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A bzw. die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\ddot{U}}$ bestimmen zu können. Die Merkmalswerte der Variablen Z werden auch als Quantile z bezeichnet. Das Quantil z_p beschreibt dann den Wert an dem die Verteilungsfunktion der Standardnormalverteilung $\Phi(x)$ den Wert p annimmt. Quantilwerte für die Standardnormalverteilung z_p sind in mathematischen Tabellenbüchern verfügbar und in der vorliegenden Arbeit in Anhang A in Tabelle A.1 aufgeführt. Das Quantil beschreibt den Abstand des Merkmalswertes x vom Mittelwert bzw. Erwartungswert μ als Vielfaches der Standardabweichung σ. Das bedeutet, dass mit den Quantilen der Standardnormalverteilung die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A für einen beliebig normalverteilte Merkmalsgröße X, mit beliebigem μ und beliebigem σ mit den folgenden Gleichungen 2.30 und 2.31 bestimmt werden kann. Dies gilt sowohl für beliebige Werte μ und σ der Grundgesamtheit einer Merkmalsgröße X als auch für die Schätzer der Stichprobe $\bar{x}$ und s.

$$x_{P_A} = \mu + z_{P_A} \cdot \sigma \tag{2.30}$$

Aus der Symmetrie der Normalverteilung (vgl. Abbildung 2.25) lässt sich für die Überlebenswahrscheinlichkeit $X_{P_{\ddot{U}}}$ ableiten:

$$x_{P_{\ddot{U}}} = \mu - z_{P_{\ddot{U}}} \cdot \sigma \tag{2.31}$$

Logarithmische Normalverteilung

Logarithmische Normalverteilungen, kurz auch Lognormalverteilung, liegen häufig dann vor, wenn im Gegensatz zur additiven Überlagerung der Normalverteilung die auftretenden Zufallsgrößen multiplikativ zusammenwirken bzw. die Einflüsse multiplikativ voneinander abhängen. Ein weiteres Indiz für das Vorliegen einer logarithmischen Verteilung einer Zufallsgröße X ist, wenn eine einseitige Beschränkung vorliegt, z. B. bei Null oder wenn alle Werte positiv sind bzw. wenn Merkmalsausprägungen x nur ganzzahlige Werte annehmen können. Dies ist z. B. bei Einkommen, Wartezeiten, aber auch bei der Lebensdauer im Betriebsfestigkeitsbereich der Fall. Hier kann z. B. die Lebensdauer immer nur eine ganzzahlige Anzahl von ertragbaren Schwingspielen annehmen. Eine stetige Zufallsgröße X heißt logarithmisch normalverteilt, wenn ihre logarithmierten Merkmalswerte x normalverteilt sind. Das bedeutet, dass nicht die Kenngröße X selbst, sondern die logarithmierten Werte der Kenngröße $log(X)$ normalverteilt sind. Es handelt sich somit nicht per se um eine neue Verteilung, sonder um eine Normalverteilung der logarithmierten Merkmalsauspärgungen. Die Dichtefunktion der Lognormalverteilung kann daher analog zur Normalverteilung aus Gleichung 2.24 wie folgt beschrieben werden:

$$f(x) = \frac{1}{s_{\log x} \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\log x - \log x_{50\%}}{s_{\log x}} \right)^2} \tag{2.32}$$

Folglich gelten die gleichen Zusammenhänge wie für die Normalverteilung in den Abschnitten 2.5.1 und 2.5.2. Analog kann daher mit den Gleichungen 2.33 und 2.34 der Lageparameter $\log \bar{x}$ der Verteilung als Mittelwert und das Streuungsmaß $s_{\log x}$ der Verteilung als Standardabweichung eindeutig beschrieben werden.

$$\log \bar{x} = \log x_{50\%} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \log x_i \tag{2.33}$$

$$s_{\log x} = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(\log x_i - \log x_{50\%})^2} \tag{2.34}$$

Die Abbildung 2.26 zeigt die Lognormalverteilung für verschiedene Lageparameter μ und Streuungsmaße σ linear aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass die Verteilung schief ist. Alle Dichtefunktionen $f1$ bis $f3$ besitzen den gleichen Lageparameter von $\mu = 4$. Es ändert sich lediglich das Streuungsmaß σ. Für $f1$ mit $\sigma = 2$, über $f2$ mit $\sigma = 4$ bis hin zu $f3$ mit $\sigma = 16$. Die Variation des Lageparameters μ führt analog zur Normalverteilung zu einer Verschiebung des Mittelwertes in Abszissenrichtung. Eine Vergrößerung des Streuungsmaßes σ führt zu einer schieferen Verteilung.

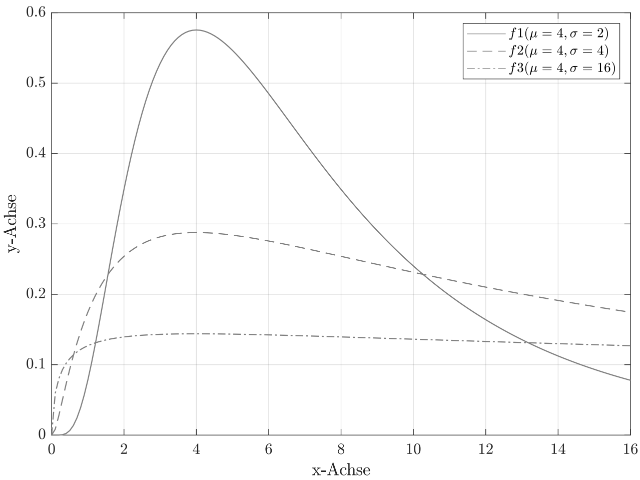


Abbildung 2.26: Dichtefunktion logarithmischer Normalverteilungen für verschiedenen Lageparameter und Streuungen.

Weitere wichtige Größen lassen sich ebenfalls anlog zur Normalverteilung bestimmen. Dabei ist immer auf die Basis des Logarithmus zu achten. Die Formeln 2.32 bis 2.39 gelten nur für den Logarithmus zur Basis 10. Die Ausfall- bzw. Überlebenswahrscheinlichkeit kann somit bestimmt werden durch:

$$\log x_P = \log x_{50\%} \pm z_P \cdot s_{\log x} \tag{2.35}$$

$$x_P = 10^{\log x_{50\%} \pm z_P \cdot s_{\log x}} \tag{2.36}$$

Da die logarithmische Standardabweichung keine anschauliche Größe ist, wird als ein anschaulicheres Maß, die Streuspanne T_i, aus Gleichung 2.37 verwendet.

$$T_x = \frac{x_{P_i\%}}{x_{P_j\%}} \tag{2.37}$$

In der Betriebsfestigkeit wird diese häufig als Streumaß sowohl in Lebensdauerrichtung N als auch in Spannungsrichtung σ verwendet, um die Streuung anschaulicher zu machen. Die Streuspanne T_i ist der Faktor zwischen zwei Ausfall- bzw. Überlebenswahrscheinlichkeiten x_{P_i} und x_{P_j} einer Merkmalsausprägung x. Ein Faktor

$T_N = {}^{N_{P_{\ddot{U}}=10\%}}/_{N_{P_{\ddot{U}}=90\%}} = 2{,}64$ bedeutet, dass die Lebensdauer bei 10% Überlebenswahrscheinlichkeit um den Faktor 2,64 größer ist als die Lebensdauer bei 90% Überlebenswahrscheinlichkeit. Für die Ausfallwahrscheinlichkeit gilt der umgekehrte Quotient $T_N = {}^{N_{P_A=90\%}}/_{N_{P_A=10\%}}$. Im Bereich der Zeitfestigkeit können die Streumaße T_N und T_σ über den Wöhlerlinienexponenten k umgerechnet werden.

$$T_N = T_\sigma^k \tag{2.38}$$

Weiterhin besteht der Zusammenhang zwischen der Streuspannen und der logarithmischen Standardabweichung aus Gleichung 2.39.

$$T_x = 10^{2 \cdot z_p \cdot s_{\log x}} \tag{2.39}$$

Dabei ist z_p der Quantilwert der Standardnormalverteilung und $s_{\log x}$ die Standardabweichung der logarithmierten Merkmalsausprägung x.

χ^2-Verteilung

Die χ^2-Verteilung wird häufig verwendet, um Hypothesen über die Varianz oder Standardabweichung von Normalverteilungen zu testen. Sie wird unter anderem verwendet, um das Konfidenzniveau einer geschätzten Standardabweichung einer normalverteilten Zufallsvariable zu bestimmen. Eine Zufallsvariable heißt χ^2-verteilt oder Chi-Quadrat-verteilt, wenn die unabhängigen, standardnormalverteilten und quadrierten Zufallsvariablen $Z_1, Z_2, \ldots, Z_\nu$ nach Gleichung 2.40 zu χ^2_ν aufsummiert werden.

$$\chi^2_\nu = Z_1^2 + Z_2^2 + \cdots + Z_\nu^2 = \sum_{i=1}^{\nu} Z_i^2 \tag{2.40}$$

Dabei basiert die χ^2-Verteilung auf der Eulerschen Gammafunktion Γ (vgl. Gleichung 2.41) und ist abhängig von ihrem Freiheitsgrad ν.

$$\Gamma = \int_0^\infty t^{x-1} e^{-t} dt \qquad \text{für} \quad x > 0 \tag{2.41}$$

Die χ^2-Verteilung ist stetig, linkssteil bzw. rechtsschief und eingipflig. Ihre Dichtefunktion $f(x)$ nimmt nur positive Werte von 0 bis ∞ an und kann durch folgende Gleichung 2.42 beschrieben werden.

$$f(x) = \frac{1}{2^{\nu/2}\Gamma\left(\frac{\nu}{2}\right)} x^{\frac{\nu}{2}-1} e^{-\frac{x}{2}} \tag{2.42}$$

Für große Freiheitsgrade $\nu > 100$ nähert sich die χ^2-Verteilung einer Normalverteilung $N(\nu,2\nu)$ mit dem Erwartungswert $\mu = \nu$ und der Varianz $\sigma^2 = 2\nu$ an. Die Dichtefunktion wird folglich mit zunehmendem ν flacher und symmetrischer. In Abbildung 2.27 sind die Dichtefunktionen verschiedener χ^2-Verteilungen mit unterschiedlichen Freiheitsgraden dargestellt. Zusätzlich wird eine Normalverteilung mit dem Erwartungswert $\mu = \nu$ und der Varianz $\sigma = 2\nu$ gezeigt. Hier (vgl. Abbildung 2.27) ist für $\nu = 1$ die stark linksschiefe Form der Verteilung zu erkennen, die sich dann mit größerem ν allmählich einer Normalverteilung annähert. Für $\nu = 15$ ist bereits eine deutliche Annäherung an die Gaußsche Glocke einer Normalverteilung zu erkennen.

Das Quantil einer Chi-Quadrat-Verteilung mit dem Freiheitsgrad ν und dem Wert p, bei dem die Verteilungsfunktion $F(x) = p$ annimmt, wird als $\chi^2_{\nu,p}$ bezeichnet. Für

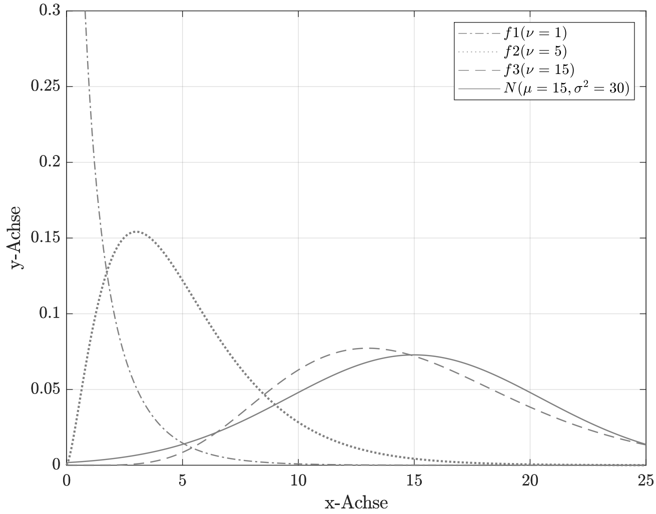


Abbildung 2.27: Dichtefunktion der χ^2-Verteilung mit verschiedenen Freiheitsgraden μ im Vergleich zur Dichtefunktion der Normalverteilung N mit $\mu = \nu$ und $\sigma^2 = 2\nu$.

$\nu \leq 40$ sind ausgewählte p-Quantile $\chi^2_{\nu,p}$ in Anhang A in Tabelle A.2 und Tabelle A.3 angegeben. Alternativ wird für Werte $\nu > 30$ häufig die Normalverteilungsapproximation (vgl. Gleichung 2.43) zur Bestimmung der p-Quantile der χ^2-Verteilung verwendet.

$$\chi^2_{\nu,p} = \frac{1}{2}(z_p + \sqrt{2\nu - 1})^2 \tag{2.43}$$

Dabei ist z_p das p-Quantil der Standardnormalverteilung. Mit dieser Approximation lassen sich die p-Quantile für $\nu > 30$ besser annähern als mit der direkten Approximation über die Normalverteilung $N(\nu,2\nu)$, die erst ab Freiheitsgraden von etwa $\nu = 100$ eine gute Abbildung der Quantile der χ^2-Verteilung zeigt.

Student-t-Verteilung

Die Student-t-Verteilung, auch Student-Verteilung oder t-Verteilung genannt, ist eine weitere wichtige Verteilung für Stichproben normalverteilter Zufallsvariablen. Sie wird verwendet, wenn der Erwartungswert einer normalverteilten Zufallsvariable geschätzt werden soll, aber der Wert der Standardabweichung σ der Grundgesamtheit dieser Variable nicht bekannt ist, sondern aus der Stichprobe geschätzt werden muss. Das heißt, wenn aus einer Stichprobe auf den Mittelwert einer normalverteilten Grundgesamtheit mit unbekannter Varianz geschlossen werden soll, kann die t-Verteilung zur Anwendung kommen. Dies ist beispielsweise bei der Bestimmung des Konfidenzniveaus, auch Vertrauensbereich oder Vertrauensniveau genannt, erforderlich. Die Zufallsvariable T wird durch Gleichung 2.44 beschrieben.

$$T = \frac{Z}{\sqrt{\frac{Y}{\nu}}} = \frac{\frac{\bar{X}-\mu}{\sigma}\sqrt{n}}{\sqrt{\frac{(n-1)s^2}{\sigma^2(n-1)}}} = \frac{\bar{X} - \mu}{\frac{s}{\sqrt{n}}} \tag{2.44}$$

Dabei ist die Zufallsvariable Z (vgl. Gleichung 2.45) standardnormalverteilt und die Zufallsvariable Y (vgl. Gleichung 2.46) ist mit $\nu = n - 1$ Freiheitsgraden χ^2 verteilt. Beide sind voneinander unabhängig. Hierbei ist s die empirische Standardabweichung aus Gleichung 2.19 und n die Anzahl der Merkmalsausprägungen.

$$Z = \frac{\bar{X} - \mu}{\sigma/\sqrt{n}} \tag{2.45}$$

$$Y = \frac{(n-1)s^2}{\sigma^2} \tag{2.46}$$

Die Verteilung der Zufallsvariable T wird als t-Verteilung bezeichnet. Die Dichtefunktion der t-Verteilung kann durch die folgende Gleichung 2.47 beschrieben werden, wobei Γ die Gammafunktion (vgl. Gleichung 2.41) ist.

$$f(x) = \frac{\Gamma\left(\frac{\nu+1}{2}\right)}{\Gamma\left(\frac{\nu}{2}\right)\sqrt{\pi\nu}} \left(1 + \frac{x^2}{\nu}\right)^{-\frac{\nu+1}{2}} \tag{2.47}$$

In Abbildung 2.28 sind die Dichtefunktionen von drei t-Verteilungen mit unterschiedlichen Freiheitsgraden ν angegeben. Zusätzlich ist die Dichtefunktion der Standardnormalverteilung $\phi(x)$ angegeben.

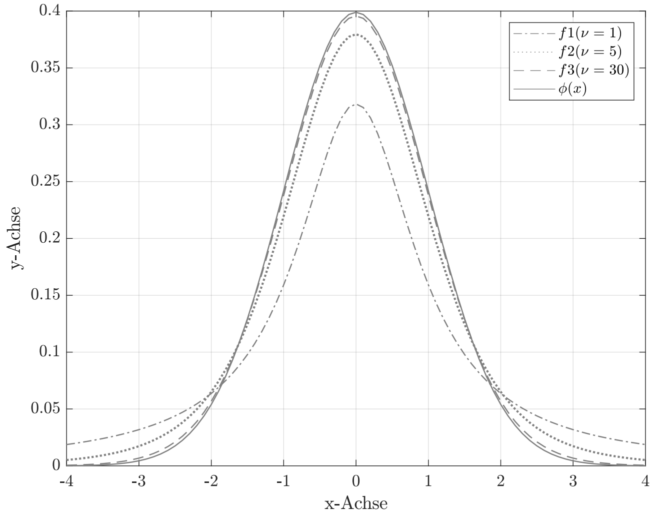


Abbildung 2.28: Dichtefunktion von Student t-Verteilungen mit verschiedenen Freiheitsgraden μ im Vergleich zur Dichtefunktion der Standardnormalverteilung $\phi(x)$.

Es ist zu erkennen, dass die Stunden-t-Verteilung stetig, symmetrisch um den Erwartungswert $x = 0$ und wie die Normalverteilung glockenförmig ist. Im Vergleich zur Standardnormalverteilung $\phi(x)$ hat die Dichtefunktion der t-Verteilung für kleine ν breitere Enden und einen flacheren Verlauf um den Erwartungswert. Das bedeutet, dass mehr kleine oder große Ereignisse auftreten können und die Ereignisse um den Mittelwert $x = 0$ abnehmen.

Allgemein kann gesagt werden, dass die Dichtefunktion der t-Verteilung für einen Freiheitsgrad $\nu \to \infty$ gegen die Dichtefunktion der Standardnormalverteilung konvergiert. In Abbildung 2.28 kann bereits ab $\nu = 30$ eine gute Approximation der t-Verteilung an die Standardnormalverteilung festgestellt werden. Ab einem Freiheitsgrad $\nu = 100$ ist visuell keine Abweichung mehr erkennbar. Das Quantil einer Student-t-Verteilung mit dem Freiheitsgrad ν und dem Wert p, bei dem die Verteilungsfunktion $F(x) = p$ annimmt, wird als $t_{\nu,p}$ bezeichnet. Die Quantile $t_{\nu,p}$ der Student-t-Verteilung für verschiedene Freiheitsgrade ν und p-Werte sind im Anhang A in Tabelle A.4 aufgeführt. Weitere Werte für $t_{\nu,p}$ sind in mathematischen Tabellenbüchern zu finden. Aufgrund der oben beschriebenen Approximation der t-Verteilung an die Standardnormalverteilung kann für Stichprobenumfänge $n > 30$ anstelle des Quantils $t_{\nu,p}$ das Quantil der Standardnormalverteilung z_p verwendet werden.

2.5.3 Konfidenzniveau

Aus Punktschätzungen verschiedener Stichproben einer Grundgesamtheit können Parameterschätzwerte $\hat{\theta}$ ermittelt werden, die nicht dem wahren Parameter der Grundgesamtheit θ entsprechen. Für verschiedene Stichproben derselben Grundgesamtheit werden die aus den Stichproben ermittelten Schätzwerte daher voneinander abweichen. Für diese aus den Stichproben ermittelten Schätzwerte lassen sich Intervalle bestimmen, die sich über die nächstgrößeren und nächstkleineren Werte des Schätzwertes erstrecken und mit einer bestimmten Konfidenz oder Wahrscheinlichkeit P auch den wahren, aber unbekannten Parameter der Grundgesamtheit enthalten. Diese Intervalle werden als Konfidenzintervalle oder Vertrauensbereiche bezeichnet. Dieses Verfahren zur Angabe der Genauigkeit des Schätzers mittels Intervall wird als Intervallschätzung bezeichnet. Dabei kann das Konfidenzniveau $P = 1 - \alpha$ (vgl. Abbildung 2.29) auch als Vertrauenswahrscheinlichkeit bezeichnet werden und beschreibt die Wahrscheinlichkeit, mit der der wahre Parameter der Grundgesamtheit θ innerhalb des ermittelten Konfidenzintervalls liegt. Dem gegenüber steht die sogenannte Irrtumswahrscheinlichkeit, auch Signifikanzniveau α (vgl. Abbildung 2.29) genannt. Sie gibt an, mit welcher Wahrscheinlichkeit der wahre Parameter der Grundgesamtheit θ außerhalb des ermittelten Konfidenzintervalls liegt. Konfidenzintervalle können einseitig oder beidseitig begrenzt sein. In Abbildung 2.29 ist der Unterschied zwischen einem einseitigen und einem beidseitigen Konfidenzintervall dargestellt. In der Materialwissenschaft und auch in der Betriebsfestigkeit ist meist das einseitige Konfidenzintervall von Bedeutung, z. B. dass der Festigkeitswert einen bestimmten Wert nicht unterschreiten darf. Eine Überschätzung wäre hier weniger kritisch. Übliche Signifikanzniveaus sind meist kleiner als 5%, d. h. $\alpha \leq 0.05$.

Wie im Abschnitt 2.5.1 beschrieben, schätzt eine Versuchsreihe nur den Erwartungswert μ und die Standardabweichung σ der Grundgesamtheit mit Hilfe des Mittelwerts $\bar{x}$ und der Standardabweichung s der Stichprobe. Für verschiedene Stichproben aus derselben Grundgesamtheit können so sehr unterschiedliche Schätzungen für die Werte μ und σ der Grundgesamtheit erhalten werden. Die Parameter $\bar{x}$ und s sind folglich selbst streuende Zufallsgrößen.

Konfidenzintervall des Erwartungswertes bei bekannter Varianz σ^2

Eine Aussage des zentralen Grenzwertsatzes besagt, dass bei hinreichend großem n der Mittelwert vieler Stichproben um den Erwartungswert der Grundgesamtheit μ

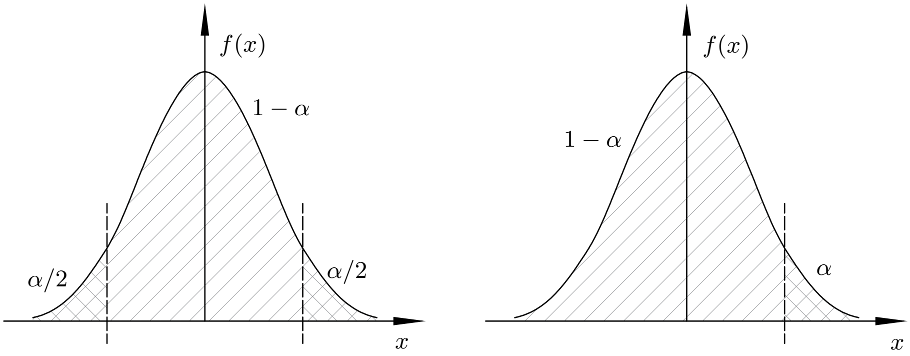


Abbildung 2.29: Beidseitiges (links) und einseitiges (rechts) Konfidenzintervall sowie das zugehörige Konfidenzniveau $1-\alpha$ und Signifikanzniveau α

normalverteilt ist, auch wenn die Grundgesamtheit nicht normalverteilt ist. Das Konfidenzintervall für den Erwartungswert bei bekannter Varianz σ^2 kann wie folgt bestimmt werden.

$$\bar{x} - z_{1-\alpha/2} \cdot \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} - z_{\alpha/2} \cdot \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \tag{2.48}$$

Alternativ:

$$P\left(\bar{x} - z_{1-\alpha/2}\frac{\sigma}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} + z_{1-\alpha/2}\frac{\sigma}{\sqrt{n}}\right) = P = 1-\alpha \tag{2.49}$$

Dabei ist $z_{1-\alpha/2}$ das entsprechende Quantil der Standardnormalverteilung, σ die bekannte Standardabweichung, n der Stichprobenumfang und der Quotient $\sigma/\sqrt{n}$ der sogenannte Standardfehler des Mittelwertes. Weitere Hinweise zur Standardnormalverteilung sowie zu den Quantilen der Standardnormalverteilung finden sich im Abschnitt 2.5.2. Da es, wie bereits erwähnt, in der Betriebsfestigkeit und der Materialwissenschaft häufig von Bedeutung ist, das einseitige Konfidenzintervall zu kennen, kann dieses mit Hilfe der Gleichung 2.50 ermittelt werden. Ziel ist es, mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit sagen zu können, dass der Mittelwert der Grundgesamtheit maximal so groß ist wie die obere Grenze des einseitigen Konfidenzintervalls.

$$\mu \geq \bar{x} - z_{1-\alpha} \cdot \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \tag{2.50}$$

Konfidenzintervall des Erwartungswertes bei unbekannter Varianz σ^2
Bei unbekannter Varianz σ^2 bzw. Standardabweichung σ der Grundgesamtheit muss diese zusätzlich aus der Stichprobe geschätzt werden. Eine Angabe des Konfidenzintervalls ist damit nicht mehr so genau möglich. Zur Bestimmung des Konfidenzintervalls muss nun die t-Verteilung verwendet werden. Wie im Abschnitt 2.5.2 beschrieben, wird diese verwendet, um mit Hilfe einer Stichprobe, den Mittelwert der Grundgesamtheit μ bei unbekannter Varianz σ^2 bestimmen zu können. Für das beidseitige Konfidenzintervall gilt Gleichung 2.51 und 2.52.

$$\bar{x} - t_{n-1,1-\alpha/2}\frac{s}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} + t_{n-1,1-\alpha/2}\frac{s}{\sqrt{n}} \tag{2.51}$$

Alternativ:

$$P\left(\bar{x} - t_{n-1,1-\alpha/2}\frac{s}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} + t_{n-1,1-\alpha/2}\frac{s}{\sqrt{n}}\right) = P = 1 - \alpha \tag{2.52}$$

Hinweise zur t-Verteilung sowie zu den Quantilen der t-Verteilung sind im Abschnitt 2.5.2 beschrieben. Die untere Grenze des einseitigen Konfidenzintervalls lässt sich durch folgende Gleichung 2.53 bestimmen.

$$\mu \geq \bar{x} - t_{1-\alpha,n-1} \cdot \frac{s}{\sqrt{n}} \tag{2.53}$$

Konfidenzintervall der Standardabweichung *s*

Das Konfidenzintervall der geschätzten Standardabweichung s kann mit Hilfe der χ^2-Verteilung aus Abschnitt 2.5.2 bestimmt werden. Sie wird häufig zur Bestimmung der Varianz normalverteilter Stichproben verwendet. Konfidenzintervalle für die Standardabweichung mit Hilfe der χ^2-Verteilung reagieren empfindlicher gegenüber Abweichungen von der Normalverteilung als andere Verteilungen, wie z. B. die t-Verteilung. Das beidseitige Konfidenzintervall der Standardabweichung kann mit $\nu = n - 1$ Freiheitsgraden durch Gleichung 2.54 und Gleichung 2.55 bestimmt werden.

$$s \cdot \sqrt{\frac{n-1}{\chi^2_{1-\alpha/2,n-1}}} \leq \sigma \leq s \cdot \sqrt{\frac{n-1}{\chi^2_{\alpha/2,n-1}}} \tag{2.54}$$

Alternativ:

$$P\left(s \cdot \sqrt{\frac{n-1}{\chi^2_{1-\alpha/2,n-1}}} \leq \sigma \leq s \cdot \sqrt{\frac{n-1}{\chi^2_{\alpha/2,n-1}}}\right) = P = 1 - \alpha \tag{2.55}$$

Aber auch hier ist ein einseitiges Konfidenzintervall von Bedeutung. Die Standardabweichung kann mit einem bestimmten Konfidenzniveau nicht kleiner als der untere Grenzwert geschätzt werden. Es gilt Gleichung 2.56.

$$\sigma \leq s \cdot \sqrt{\frac{n-1}{\chi^2_{1-\alpha,n-1}}} \tag{2.56}$$

3 Automatisierte Hochregallager

3.1 Grundlagen und Entwicklung

Grundsätzlich können Lager anhand von zwei Kategorien eingeteilt und gegliedert werden. Ausschlaggebend für diese Einteilung ist maßgeblich das Lagergut. Die Einteilung der Lager kann nach der Lagerbauart oder nach dem Lagermittel erfolgen [Wehking 2020]. Dabei ist zu beachten, dass in einer Lagerbauart verschiedene Lagermittel verwendet werden können, was eine Zusammenfassung nach nur einer Kategorie verhindert. In der Lagerbauart wird zwischen den Kategorien Freilager, Tank- und Silolager und Gebäudelager unterschieden [Wehking 2020]. Bei den Lagermitteln wird grundsätzlich zwischen Boden- und Regallagerung sowie zwischen statischer und dynamischer Lagerung differenziert. Während es sich bei der Bodenlagerung immer um eine statische Lagerung handelt, bei der die Ladeeinheiten (LE) nach Möglichkeit gestapelt werden können, kann es sich bei Regallagern sowohl um dynamische als auch um statische Systeme handeln [Wehking 2020].

Die Gebäudelagerung kommt dann zum Einsatz, wenn eine Lagerung von witterungsempfindlichen Stückgütern erforderlich ist [Griemert et al. 2020]. Dabei wird unterschieden zwischen Flachlagern bis $7\,m$ Höhe, hohen Flachlagern bis $12\,m$ Höhe und Hochlagern von $12\,m$ bis $55\,m$ Höhe. Flachlagern können mit oder ohne Regale gebaut werden wohingegen hohe Flachlager in der Regel mit Regalen ausgestattet sind. Lagergebäude über mehreren Etagen werden als Etagenlager bezeichnet. [Wehking 2020]. Hochlager werden meist als Hochregallager mit statischer Lagerung z. B. in Silobauweise, d. h. das Regal selbst ist Teil der Tragstruktur des Gebäudes, ausgeführt und grenzen sich zu hohen Flachlagern in der eingesetzten Fördertechnik ab. Der Einsatzbereich von Hochregallagern ist nicht auf bestimmte Warengruppen oder ein bestimmtes Lagermittel beschränkt [Wehking 2020]. So können Hochregallager sowohl zur Lagerung von Großladungsträgern (GLT) wie Gitterboxen oder Paletten als auch von Kleinladungsträgern (KLT) wie Behältern oder Kartons eingesetzt werden. Als Fördermittel kommen unter anderem klassische Regalbediengeräte (RBG) oder auch sogenannte Shuttle-Systeme zum Einsatz. Eine Übersicht über Lager und ihre Kategorisierung befindet sich in Abbildung 3.1.

Im Jahr 1962 wurde in Güthersloh bei Bertelsmann das erste Hochregallager in Deutschland mit einer Höhe von $20\,m$ in Betrieb genommen. Mit einem Fassungsvermögen von bis zu 7 000 000 Büchern war der Grundstein für die Entwicklung von Hochregallagern in Deutschland gelegt [Günthner et al. 2011]. Damit entstand auch der Bedarf an manuellen und automatischen Fördermitteln, um die Anforderungen an Kommissionierung und Lagerung immer effizienter lösen zu können [Günthner et al. 2011]. Insbesondere in den letzten Jahren ist durch die starke Zunahme des Onlinehandels unter Berücksichtigung der Retourenabwicklung der Bedarf an automatisierter und individualisierter Fördertechnik gestiegen. Aufgrund der erhöhten Bestellfrequenz bei gleichzeitiger Reduktion des Bestellvolumens sind flexible Lösungen mit zunehmender Dynamik gefragt [Böge et al. 2021]. Aber nicht nur im Onlinehandel, auch

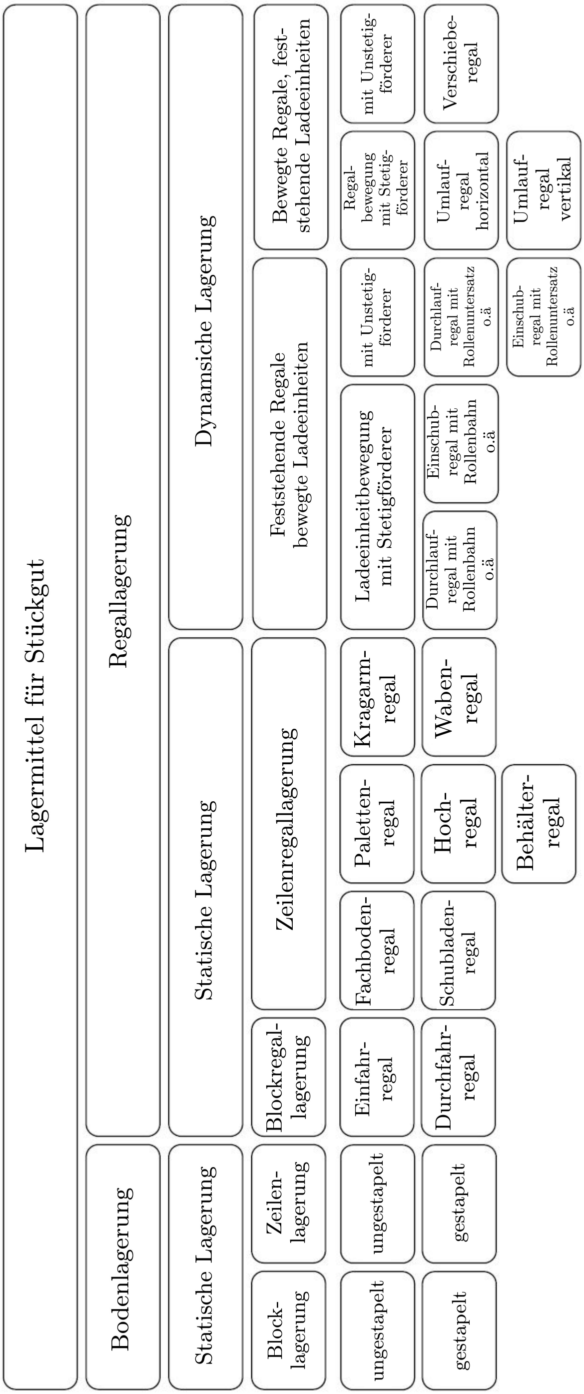


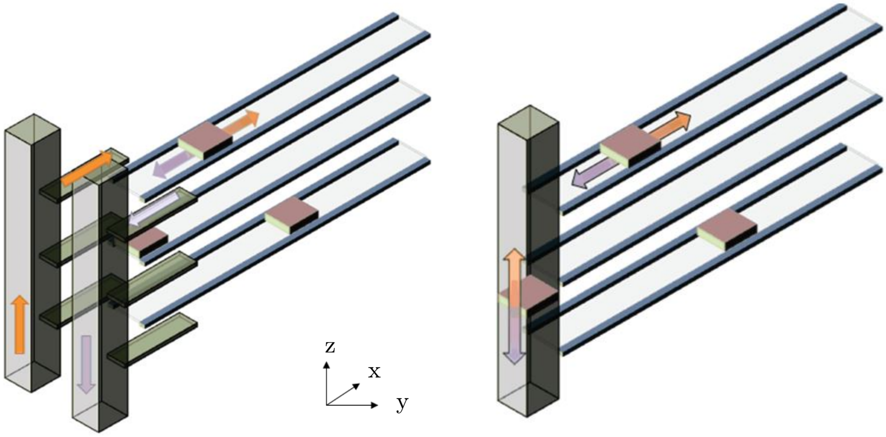
Abbildung 3.1: Übersicht über verschiedene Lager und ihr Kategorisierung nach Lagermittel nach [Wehking 2020] S.462

in der Produktion ist eine Reduzierung von Bestands- und Bestellmengen und somit eine Entwicklung in die gleiche Richtung deutlich erkennbar [Böge et al. 2021]. Fördermittel lassen sich grob in zwei Gruppen einteilen. Zum einen in Stetigförderer, die Schütt- und Stückgüter kontinuierlich über einen längeren Zeitraum transportieren. Dazu gehören beispielsweise Gurtbandförderer oder Rollenförderer. Zum anderen in Unstetigförderer, die diskontinuierlich arbeiten, wie zum Beispiel Flurförderzeuge, Regalbediengeräte oder auch Shuttle-Fahrzeuge [Griemert et al. 2020].

Seit einigen Jahren werden Shuttle-Systeme eingesetzt, die als potenzielle Alternative zu Lagersystemen mit Regalbediengeräten angesehen werden können. Shuttle-Systeme stoßen jedoch bei hohen Artikelzahlen oder hohen Stückgutgewichten an ihre Grenzen [Wildner 2017]. Im Bereich kleiner Ladeeinheiten hingegen können Shuttle-Systeme im Vergleich zu automatischen Kleinteilelagern (AKL) oder Hochregallagern mit Regalbediengeräten wirtschaftliche und effiziente Systeme sein [Hompel et al. 2018]. Unter Shuttle-Systemen werden Lagersysteme verstanden, die zur Lagerung und häufig auch zur Kommissionierung oder zum Transport außerhalb des eigentlichen Lagerbereichs Shuttle-Fahrzeuge einsetzen. Dabei handelt es sich bei den Lagergütern meist um Stückgüter wie Paletten, Behälter, Kartons oder Trays. Sie basieren im Wesentlichen auf automatischen Kleinteilelagern [Hompel et al. 2020]. Zunehmend werden sie im Kommissionierbereich nach dem Prinzip der automatischen Ware-zur-Person-Kommissionierung zur Kleinteilelagerung eingesetzt [VDI 2692 2015]. Unter Ware-zur-Person-Kommissionierung wird die dynamische Bereitstellung von Gütern vom Lagerplatz zum Kommissionierer unter Zuhilfenahme automatisierter Fördertechnik verstanden [Hompel et al. 2020]. Shuttle-Systeme sind keine klassischen AKL mit Regalbediengeräten, denn ein wesentliches Merkmal von Shuttle-Systemen im Vergleich zu RBG ist die Trennung des Horizontaltransports vom Vertikaltransport.

Im Shuttle-System übernimmt das Shuttle-Fahrzeug den Horizontaltransport sowie die Ein- und Auslagerung des Lagergutes, während der Vertikaltransport durch in das Regalsystem integrierte Lifte realisiert wird [VDI 2692 2015]. Shuttle-Fahrzeuge können sich somit zwischen den Regalzeilen auf dafür installierten Fahrschienen in horizontaler x-Achsen-Richtung, d. h. in Längsrichtung des Regals, bewegen (vgl. Abbildung 3.3) [VDI 2692 2015]. Die Lastaufnahmemittel (LAM), die im Shuttle-Fahrzeug integriert sind, ermöglichen das Greifen der Ladeeinheit in z-Achsen-Richtung, bzw. in Querrichtung des Regals (vgl. Abbildung 3.3) [VDI 2692 2015]. Je nach Shuttle-System können die Lastaufnahmemittel für die Aufnahme immer gleich großer Behälter, alternativ für Behälter unterschiedlicher Größe oder für die direkte Aufnahme der Ware selbst ausgelegt sein, so dass die Ware entweder auf gleich großen Stellplätzen in einem Regalfach oder flexibel in einem Regalfach gelagert werden kann [Hompel et al. 2020]. Darüber hinaus können Güter einfach- oder mehrfachtief im Regal gelagert werden [Hompel et al. 2020]. Mit dem Lastaufnahmemittel können typischerweise eine oder zwei Ladeeinheiten aufgenommen werden [D. Arnold et al. 2019]. Alternativ können die Ladeeinheiten bei doppeltiefer Lagerung auch beidseitig angefahren werden [Hompel et al. 2020]. Der Lift übernimmt den Vertikaltransport, d. h. die Bewegungen in der y-Achse, der Ladeeinheit oder des gesamten Shuttle-Fahrzeugs inklusive Ladeeinheit (vgl. Abbildung 3.3). So können Güter von der Einlagerebene zur Auslagerebene transportiert werden. Dabei können beide Ebenen können identisch sein. Grundsätzlich wird zwischen Systemen mit Behälterliften und Fahrzeugliften unterschieden (vgl. Abbildung 3.2) [VDI 2692 2015].

Bei Systemen mit Behälterliften sind in der Regel zwei Lifte an den Stirnseiten der Regalzeilen angeordnet (vgl. Abbildung 3.2a). Diese Lifte transportieren nur die Ladeeinheit selbst. In jeder Ebene befinden sich Übergabepuffer, um die Bewegung von Shuttle und Lift zu entkoppeln. Dadurch können Shuttles auf jeder Ebene eingesetzt werden, was Anwendungen mit hohem Durchsatz wie Kommissionierung oder Auftragskonsolidierung ermöglicht. Es sind aber auch Systeme mit Behälterliften und zusätzlichen Fahrzeugliften denkbar, um die Anzahl der Shuttles im System zu reduzieren, so dass ein Shuttle-Fahrzeug mehrere Ebenen gleichzeitig bedienen kann. Systeme, die nur mit Fahrzeugliften arbeiten, haben in der Regel an der Stirnseite jeder Regalreihe einen Lift (vgl. Abbildung 3.2b). Die Lifte transportieren das gesamte Shuttle-Fahrzeug mit oder ohne Ladeeinheit in die entsprechende Ebene, so dass nicht auf jeder Ebene ein Fahrzeug benötigt wird. Die Shuttle-Fahrzeuge können die Ebenen nach Bedarf wechseln. Diese Systeme werden für Anwendungen mit geringem bis mittlerem Durchsatz eingesetzt. Steigt der Bedarf, können zusätzliche Shuttles eingesetzt werden. [VDI 2692 2015].



(a) Zwei Behälterliften an der Stirnseite

(b) Ein Fahrzeuglift an der Stirnseite

Abbildung 3.2: Unterscheidung verschiedener Lifte von Shuttle-Systemen nach VDI 2692 2015

Durch die Möglichkeit, mehrere Shuttle-Fahrzeuge in einem Längsgang des Regalsystems auf mehreren Ebenen einzusetzen, können die Ein- und Auslagervorgänge der Fahrzeuge parallel und entkoppelt voneinander durchgeführt werden [VDI 2692]. Einige neuere Shuttle-Systeme sind in der Lage, selbstständig zwischen Ebenen zu wechseln [Hompel et al. 2020], andere hingegen können sich beliebig in der Ebene (x- und z-Richtung) bewegen [Hompel et al. 2020]. Sie verwenden entweder vier drehbare Räder, um zwischen den Achsen zu wechseln, oder haben acht Räder an den Seiten des Shuttle-Fahrzeugs [Hompel et al. 2020]. Das Shuttle-System kann durch eine Vorzone ergänzt werden, in der Ladeeinheiten an andere Systeme übergeben werden können [D. Arnold et al. 2019]. In Abbildung 3.3 ist schematisch ein Hochregallager mit Shuttle-System und Vorzone dargestellt. Alle diese Entwicklungen im Bereich der Shuttle-Systeme tragen zu einer schnelleren, flexibleren und individualisierten Lagerung und Kommissionierung im Bereich automatischen Kleinteilelager bei, als es mit klassischen Systemen möglich ist. Auch eine Skalierung des Systems ist durch Zugabe oder Entnahme von Shuttle-Fahrzeugen problemlos möglich [Hompel et al. 2020]. Mittlerweile gibt es bereits eine große Zahl an Shuttle-System Anbietern, wie zum Beispiel Knapp, Dematic, SSI-Schäfer, Viastore, Vanderlande, Dematic, Swisslog, Witron und TGW [Hompel et al. 2020]. Die Firma Knapp brachte 2001 das erste industriefähige Shuttle-System auf den Markt [Hompel et al. 2020].

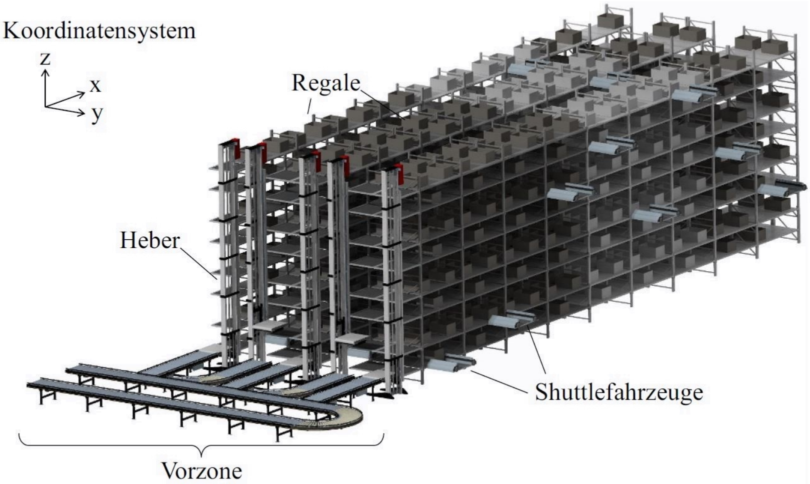


Abbildung 3.3: Darstellung eines Hochregallagers mit Shuttle-System und Vorzone aus D. Arnold et al. 2019

Bei der Energieversorgung wird zwischen Shuttle-Fahrzeugen mit eigener Energieversorgung und Fahrzeugen ohne eigene Energieversorgung unterschieden. Fahrzeuge ohne eigene Energieversorgung werden in der Regel dezentral im Regal, häufig über Schleifleitungssysteme, mit Energie versorgt. Um kurzfristige Versorgungslücken zu überbrücken, können Shuttle-Fahrzeuge bei Bedarf mit Batterien oder Kondensatoren ausgestattet sein [VDI 2692]. Shuttle-Fahrzeuge mit eigener Energieversorgung sind mit Batterien oder Superkondensatoren ausgerüstet, die sowohl den Fahrantrieb als auch den Antrieb des Lastaufnahmemittels mit Energie versorgen. Die Shuttle müssen daher regelmäßig aufgeladen werden. Dies kann entweder während der Liftfahrt selbst oder an Ladestellen in der Nähe der Übergabepunkte erfolgen [VDI 2692].

3.2 Untersuchtes Shuttle-System

3.2.1 Systembeschreibung und Belastung

In der Abbildung 3.4 ist ein Ausschnitt des in dieser Arbeit untersuchten automatisierten Kleinteilelagers als Hochregallager mit Shuttle-System dargestellt. Dieses kann nach Abbildung 3.1 in die Kategorie der statischen Zeilenregallager eingeordnet werden. Das Shuttle-Fahrzeug bewegt sich zwischen zwei Regalzeilen auf dafür vorgesehenen Fahrschienen in x-Achsen-Richtung des Regals in einer Ebene, zusätzlich angeordnete Führungsräder dienen der Führung des Shuttle-Fahrzeugs in den Fahrschienen und verhindern eine ungewollte Bewegung des Shuttle-Fahrzeugs in der

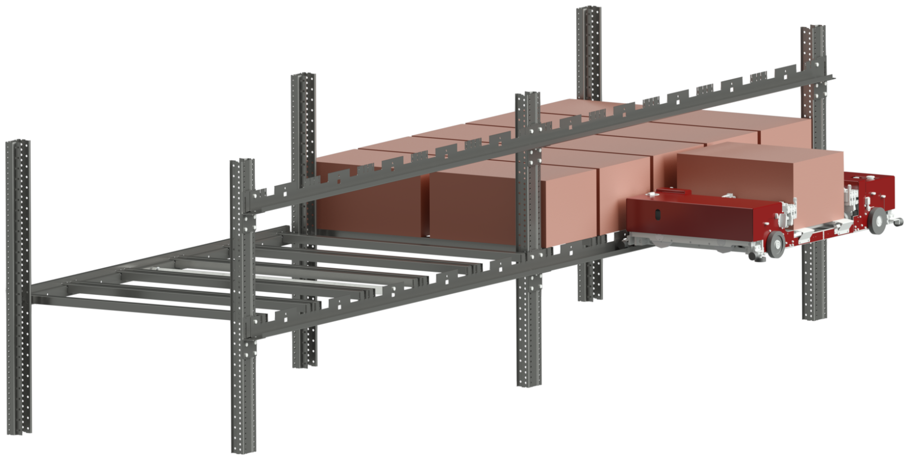


Abbildung 3.4: Hochregallager und Shuttle-Fahrzeug für den in dieser Arbeit untersuchten Fall

Ebene in z-Richtung (vgl. Abbildung 3.6). Weiterhin ist in Abbildung 3.4 zu erkennen, dass es sich im untersuchten Fall um ein Regal mit doppeltiefer Behälterlagerung handelt und die Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs als Zweifeldträger in Regallängsrichtung gespannt und über Schrauben mit den Regalstützen verbunden ist.

Die 5 022,5 mm lange Fahrschiene (vgl. Abbildung 3.5) des Shuttle-Fahrzeugs hat im Wesentlichen zwei Funktionen zu erfüllen. Zum einen die Funktion als Fahrschiene bzw. Laufschiene für das Shuttle-Fahrzeug, damit sich dieses ungehindert zwischen den Regalzeilen auf einer Ebene bewegen kann. Zum anderen dient diese Fahrschiene als Auflagerung für die in der Regalzeile angeordneten U-förmigen Querträger. Die Querträger bilden die Auflagefläche und einen Teil des Lastabtrags für die eingelagerten Stückgüter. Somit ist die Fahrschiene für den Betrieb der Regalanlage von großer Bedeutung und wird durch die Shuttle-Fahrzeuge einer zusätzlichen Ermüdungsbeanspruchung ausgesetzt, die in Bezug auf die Anzahl der Lastwechsel deutlich über der liegt, die sich aus dem reinen Ein- und Auslagern der Stückgüter ergibt, wie es beispielsweise bei einem klassischen Regalbediengerät der Fall wäre.

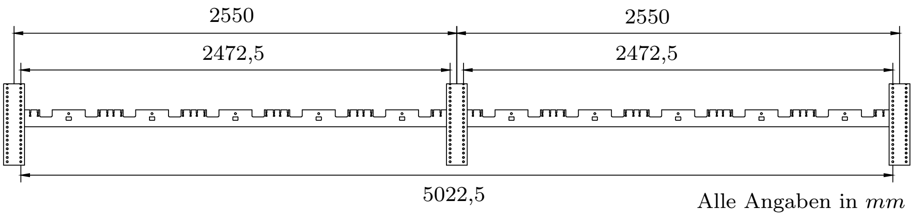


Abbildung 3.5: Darstellung der zweifeldrigen Shuttle-Schiene in einer Regalzeile

Die Belastung des Shuttle-Fahrzeugs auf die Fahrschiene ergibt sich aus dem Leergewicht des Shuttles ohne Ladeeinheit von 125 kg und der maximal durch das Lastaufnahmemittel des Shuttle-Fahrzeugs aufnehmbaren Last der Ladeeinheit von 25 kg. Das untersuchte Shuttle-Fahrzeug ist dabei in der Lage lediglich eine Ladeeinheit pro Shuttlefahrt aufzunehmen. Dies wird in Abbildung 3.4 verdeutlicht. Das Shuttle-Fahrzeug verteilt seine Last über seine vier Räder auf zwei Fahrschienen, folglich eine pro Regalzeile. Der Radabstand in Längsrichtung des Shuttle-Fahrzeug auf einer Fahrschiene beträgt dabei 905,8 mm. Die Belastung auf eine einzelne Fahrschiene als Zweifeldträger aus der Shuttle-Last kann mit Hilfe von Gleichung 3.1 ermittelt werden.

$$L_S = \frac{125\,kg}{4} \cdot 2 = 62{,}5\,kg \tag{3.1}$$

Wie bereits beschrieben, übernimmt die Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs eine zweite Funktion als Teil der Tragkonstruktion der eingelagerten Stückgüter in den Behältern (vgl. Abbildung 3.4). Die angeordneten u-förmigen Querträger dienen als Auflagefläche für die Behälter und sind auf der Fahrschiene aufgelagert. Die detaillierte Auflagerung auf der Fahrschiene ist in der Abbildung 3.8 dargestellt. Pro Regalfach können jeweils 5 Ladeeinheiten à 25 kg eingelagert werden. Bei dem hier betrachteten Zweifeldträger somit insgesamt 10 Ladeeinheiten. Bei doppeltiefer Lagerung bedeutet dies für eine einzelne Fahrschiene:

$$L_F = \frac{2 \cdot (10 \cdot 25\,kg)}{2} = 250\,kg \tag{3.2}$$

Zu beachten ist, dass in der vorliegenden Arbeit hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit und des Ermüdungsnachweises nur die Fahrschiene des Shuttles betrachtet wird. Die Anschlüsse an die Regalstützen sowie das restliche Regalsystem werden bei dieser Betrachtung nicht berücksichtigt und müssen daher bei der Bemessung gesondert evaluiert werden.

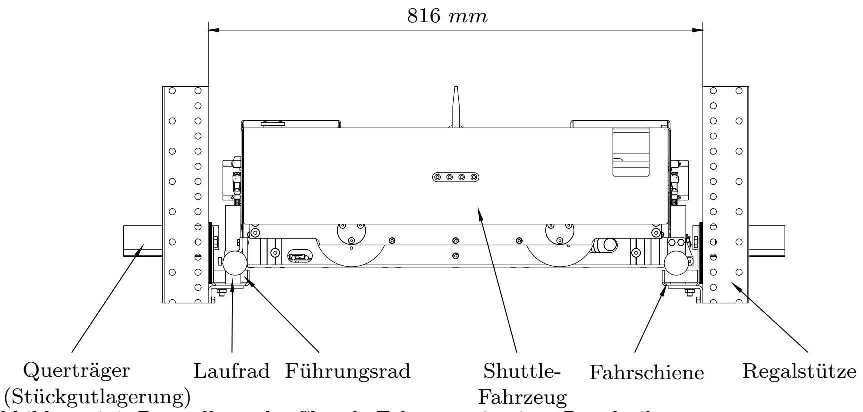


Abbildung 3.6: Darstellung des Shuttle-Fahrzeugs in einer Regalzeile

3.2.2 Geometrie der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs

Die Abbildung 3.7 zeigt einen Ausschnitt der Fahrschiene. Die U-förmige Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs besitzt zwei unterschiedlich lange Schenkel zu beiden Seiten des Stegs, der als Lauffläche für die Räder des Shuttle-Fahrzeugs dient. Das beschriebene Führungsrad aus Abbildung 3.6 ist durch die beiden Schenkel der Fahrschiene begrenzt. Zusätzlich sind in der Abbildung 3.7 die großen und kleinen Stanzungen im oberen Bereich des längeren Schenkels des U-Profils zu erkennen. Generell zeigt die Gestaltung der Geometrie der Schiene keine zwangsläufig ermüdungsfreundlich Form. Die Gründe hierfür sind vielfältig, ergeben sich aber in erster Linie aus der Funktion der Shuttle-Fahrschiene als Teil der Tragkonstruktion für die Lagerung von Gütern und der Funktionsfähigkeit des Shuttle-Fahrzeugs während des Regalbetriebs. Die Besonderheiten der Fahrschiene im Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit werden in Abschnitt 3.2.3 erläutert.

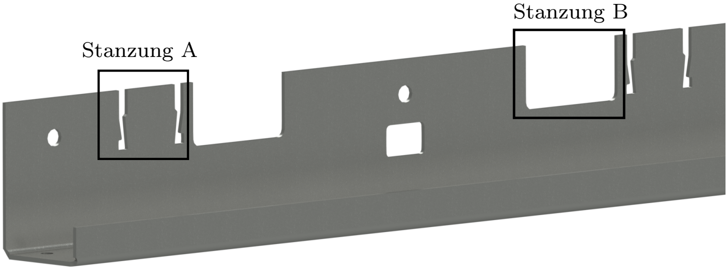


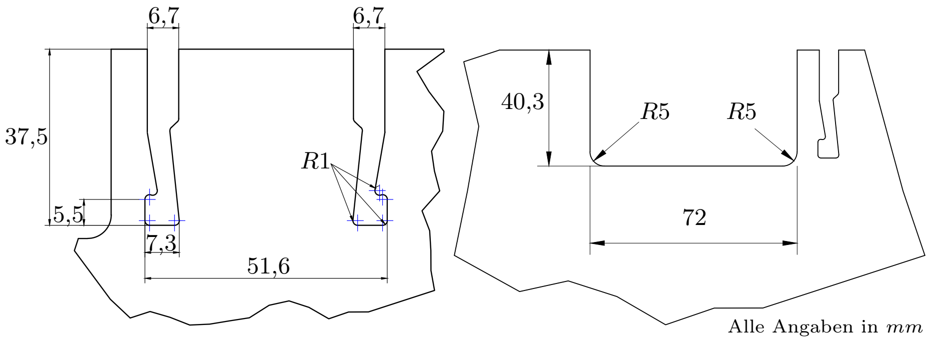
Abbildung 3.7: Ausschnitt der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs mit den beiden Stanzungen A und B

Abbildung 3.8: Auflagersituation der Querträger zur Gütereinlagerung auf der Fahrschiene

Hier muss zwischen zwei Stanzungen unterschieden werden. Zum einen die in Abbildung 3.9a dargestellte kleine Stanzung, die eine komplexe Geometrie und besonders kleine Stanzradien von $1\,mm$ aufweist. Diese Stanzungen dienen als Auflagerpunkte für die U-förmigen Querträger (vgl. Abbildung 3.8). Die Querträger, die immer zwischen zwei Laufschienen der gleichen Regalzeile gespannt sind, übernehmen die Auflagefläche des Lagergutes (vgl. Abbildung 3.4) und leiten die Last von dort in die in Längsrichtung tragende Laufschiene und diese schließlich in die Regalstützen der Konstruktion ein. Diese Stanzung aus Abbildung 3.9a wird im Folgenden als kleine Stanzung oder Stanzung A bezeichnet. Zusätzlich ist die große Stanzung aus Abbildung 3.9b zu betrachten. Diese dient ausschließlich dem Betrieb der Regalanlage und dem Shuttle-Fahrzeug als Orientierung. Hinter den Stanzungen befinden sich Barcodes auf den Ladeeinheiten, die alle Informationen über die in diesem Fach des Regals eingelagerten Waren enthalten. Diese großen Stanzungen besitzen eine einfache Geometrie und einen Stanzradius von $5\,mm$ und werden im Folgenden als große Stanzung bzw. Stanzung B bezeichnet. Beide Ausstanzungen haben Nachteile in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit der Konstruktion, sind aber für den Betrieb des automatisierten Regallagers im Shuttlebetrieb zwingend erforderlich.

3.2.3 Besonderheiten im Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit

Generell ist bei der Planung und Konstruktion von Bauwerken und Anlagen auf eine ermüdungsgerechte Auslegung zu achten. Da nicht nur die in dieser Arbeit untersuchte Konstruktion aufgrund der Betriebs- und Funktionsweise der Regalanlage in ihrer Geometrie unveränderlich ist, müssen diese ermüdungskritischen Stellen genau untersucht und bewertet werden. Zu den ermüdungskritischen Stellen gehören u.a. die bereits im Abschnitt 3.2.2 erwähnten Stanzungen (vgl. Abbildung 3.9a und 3.9b). Insbesondere die Stanzung A mit einem Radius von 1 mm stellt eine Herausforderung an die Ermüdungssicherheit der Konstruktion dar. Hier ist aufgrund des kleinen Radius eine hohe Kerbwirkung zu erwarten. Im Gegensatz dazu ist bei der Stanzung B mit einem Stanzradius von 5 mm zwar eine geringere Kerbwirkung als bei der Stanzung A zu erwarten, der Einfluss aus dem Eingriff in den Gesamtquerschnitt durch die Ausnehmung ist jedoch als deutlich größer einzuschätzen. Ungeachtet der Stanzung sind in beiden Fällen Spannungsspitzen zu erwarten, die einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs vermuten lassen.



(a) Kleine Stanzung A (b) Große Stanzung B

Abbildung 3.9: Detaillierte Darstellung des Stanzbereichs in der Laufschiene des Shuttle-Fahrzeuges

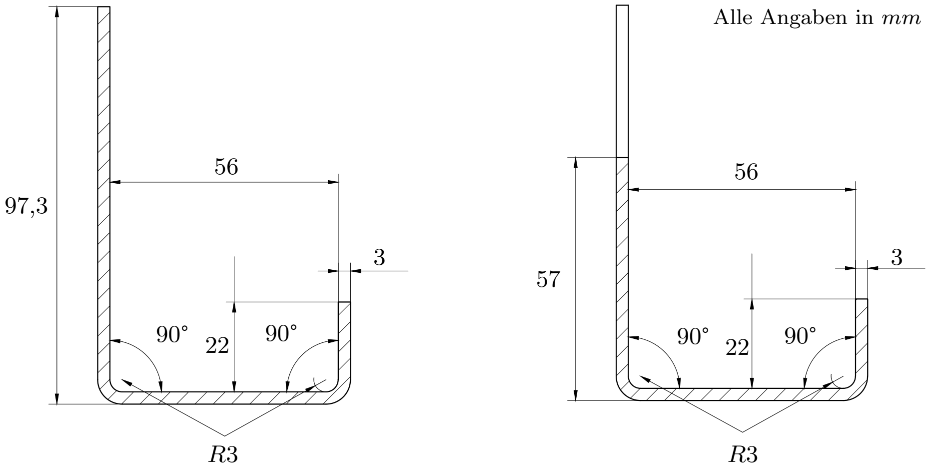
Neben den oben beschriebenen Kerben aus dem Stanzen der Fahrschiene sind weitere Einflüsse aus dem Herstellungsprozess der Schiene zu erwarten. Bei der Herstellung des ungleichschenkeligen U-Profils der Fahrschiene kommt es in den Biegeradien mit $R = 3\,mm$ der Schiene zu einer Kaltverformung des 3 mm dicken Bleches. Auch dies kann einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Fahrschiene haben, stellt somit eine Herausforderung bei der Bemessung dar und muss als ermüdungskritische Stelle betrachtet werden. Hier sind potentielle Eigenspannungen aus dem Umformprozess zu erwarten, die die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen können. Der Querschnitt der Fahrschiene einschließlich der kaltverformten Biegeradien von 3 mm ist in Abbildung 3.10 dargestellt. Ein letzter zu erwartender Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Fahrschiene kann von der Oberfläche selbst ausgehen. Neben der verzinkten Oberfläche sind auch die Kanten und die Schnittflächen der Stanzungen zu berücksichtigen.

Auch hier kann z. B. die Oberflächenrauheit einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Schiene aufweisen. Somit ergeben sich aus der Geometrie der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs selbst und aus dem Herstellprozess der Schiene drei grundsätzlich zu betrachtenden potentielle Nachweisstellen die unter Ermüdungsbeanspruchung als versagenskritisch Stelle in Frage kommen.

Tabelle 3.1: Übersicht der potentiellen versagenskritischen Nachweisstellen der Fahrschiene unter Ermüdungsbelastung

Stelle	Merkmal	Erwartete Besonderheit
Stanzung A	kleiner Kerbradius	starke Kerbwirkung
Stanzung B	großer Stanzbereich	große Beeinflussung des Gesamtquerschnitt
Biegeradius	umgeformter Bereich	Eigenspannungen, verändertes Materialverhalten

Alle diese möglichen Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit der Fahrschiene eines Shuttle-Fahrzeugs in einem automatisierten Hochregallager werden in den folgenden Abschnitte dieser Arbeit sowohl numerisch als auch experimentell untersucht und bewertet.



(a) Ungestörter Bereich

(b) Gestanzter Bereich

Abbildung 3.10: Querschnitt der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs eines Shuttle-Systems

4 Analytische Abschätzmethoden zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens

Bei der Anwendung des Kerbdehnungskonzeptes aus Abschnitt 2.4.5 können neben der experimentellen und numerischen Ermittlung der Eingangswerte die für den Nachweis benötigt werden auch analytische Abschätzverfahren eingesetzt werden. Unter zyklischen Werkstoffkennwerten werden die Kennwerte verstanden, die zur Beschreibung der Dehnungs-Wöhlerlinien und der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve verwendet werden. Mit Hilfe der analytischen Ansätze kann das lokale Werkstoffverhalten unter Ermüdungsbeanspruchung mathematisch beschrieben werden. Der Vorteil dieser Methode liegt in der einfachen Anwendung und dem geringen Aufwand im Vergleich zu umfangreichen experimentellen oder numerischen Untersuchungen. Außerdem können rechnerische Abschätzungen verwendet werden, wenn sich z. B. der Planungsprozess noch in einem frühen Stadium befindet und noch keine zu untersuchenden Bauteile zur Verfügung stehen oder wenn Bauteile bzw. die maßgebenden Nachweisbereiche zu klein sind, um Proben aus dem relevanten Bereich zu entnehmen.

In den folgenden Abschnitten dieses Kapitels werden zunächst die mathematischen Ansätze der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve (ZSDK) und der Dehnungs-Wöhlerlinie (DWL) beschrieben. Anschließend werden einige rechnerische Abschätzmethoden vorgestellt, mit denen sowohl die ZSDK als auch die DWL auf einfache Weise bestimmt werden können. In einem weiteren Abschnitt werden dann die Schädigungsparameter und ihre zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinie erörtert, die im Kerbdehnungskonzept die Widerstandsseite des Nachweises darstellen. Der Schädigungsparameter beschreibt im Nachweis eine äquivalente Schädigung aus jedem Schwingspiel an der Nachweisstelle unter Berücksichtigung der Mittelspannung. In einem letzten Abschnitt werden Kerbnäherungsverfahren vorgestellt, mit deren Hilfe aus der äußeren Belastung des Bauteils die am Versagensort wirkenden lokalen Spannungen und Dehnungen ermittelt werden können. Eines der bekanntesten Verfahren ist hierbei das Kerbnäherungsverfahren nach Neuber.

4.1 Zyklische Spannung-Dehnungs-Kurve und Dehnungs-Wöhlerlinie

4.1.1 Mathematische Beschreibung

Die quasi-statische Spannungs-Dehnungs-Kurve metallischer Werkstoffe ändert sich unter zyklischer Beanspruchung, bis sich ein stabiler Zustand eingestellt hat. Dies ist bei den meisten metallischen Werkstoffen nach etwa $5\,\% - 10\,\%$ der Lebensdauer der Fall. Es stellt sich die stabilisierte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve ein, die das elastisch-plastische Spannungs-Dehnungsverhalten des Werkstoffes unter Schwingbeanspruchung beschreibt [Seeger 1996]. Nicht alle Werkstoffe weisen eine ausreichende

Stabilisierung auf, so dass hier die Amplituden bei halben ertragbaren Schwingspielen verwendet werden. Sind die Dehnungsamplituden sehr hoch, ist oft auch keine Stabilisierung zu beobachten. Das zyklisch stabilisierte Verhalten der Spannungs-Dehnungs-Kurve kann nach dem auf Morrow [Morrow 1965] zurückgehenden zweiparametrigen Potenzansatz von Ramberg und Osgood [Ramberg et al. 1943] beschrieben werden. Diese zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve ist in Abbildung 4.1 beispielhaft gegenüber einer quasi-statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve dargestellt.

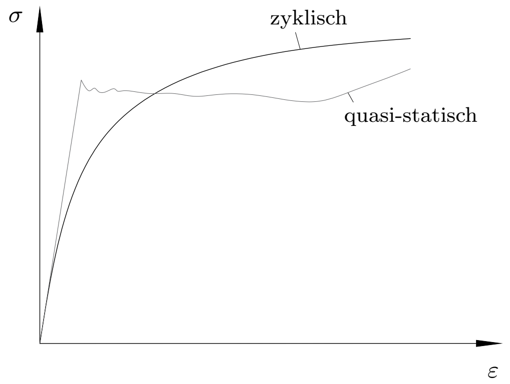


Abbildung 4.1: Darstellung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve im Vergleich zur quasi-statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve aus einem Zugversuch

In Gleichung 2.6 ist zu erkennen, dass sich die ZSDK aus dem elastischen Anteil $\varepsilon_{a,e}$ und dem plastischen Anteil $\varepsilon_{a,p}$ zusammensetzt. Das bedeutet, dass es im Gegensatz zur quasi-statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve keinen rein elastischen Bereich gibt, sondern der gesamten Dehnungsbereich sich sowohl aus einem elastischen als auch einem plastischen Dehnungsanteil zusammensetzt. Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve liegt bei zyklisch verfestigenden Werkstoffen oberhalb und bei zyklisch entfestigenden Werkstoffen unterhalb der aus dem Zugversuch ermittelten quasi-statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve. Der zyklische Verfestigungskoeffizient $K^{'}$ stellt dabei anschaulich den zugehörigen Spannungswert bei einer plastischen Dehnung von $\varepsilon_{a,p} = 1$ dar. Diese Darstellung ist meist nicht sehr anschaulich, da die Werte oft sehr hoch sind, weshalb manchmal zusätzlich die zyklische 0,2-Dehngrenze $R^{'}_{p0,2}$ angegeben wird. Sie kann durch Gleichung 4.1 beschrieben werden.

$$R^{'}_{p0,2} = K^{'} \cdot 0{,}002^{n^{'}} \tag{4.1}$$

Der zyklische Verfestigungsexponent $n^{'}$ liegt in der Regel im Bereich von $n^{'} = 0{,}05$ bis $n^{'} = 0{,}25$ [Radaj et al. 2007]. Der zyklische Verfestigungskoeffizient $K^{'}$ und der zyklische Verfestigungsexponent $n^{'}$ können aufwendig experimentell bestimmt oder über Näherungsbeziehungen rechnerisch abgeschätzt werden. Alternativ können die Werte für einige Werkstoffe aus Datensammlungen entnommen werden [Seeger 1996]. Einige Näherungsbeziehungen sind in Abschnitt 4.1.2 beschrieben.

Die Dehnungs-Wöhlerlinie stellt den Zusammenhang zwischen der Dehnungsamplitude ε_a und der ertragbaren Schwingspielzahl N bis zum Anriss dar. Häufig werden hier die Amplituden bei halber Anrissschwingspielzahl verwendet. Die Dehnungs-Wöhlerlinie weist im Vergleich zur Spannungs-Wöhlerlinie keinen horizontal auslaufenden Bereich für die Zugfestigkeit bei $N = 0{,}5$ und auch keinen Knickpunkt für die Dauerfestigkeit im Bereich von $N_D = 10^6 - 10^7$ Lastwechseln auf [Radaj et al. 2007]. Wie die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve ist auch die Dehnungs-Wöhlerlinie eine Überlagerung eines elastischen und eines plastischen Anteils der Gesamtdehnungs-Wöhlerlinie. Bei doppellogarithmischer Darstellung der Dehnungsamplitude über der Anrissschwingspielzahl lassen sich der elastische und der plastische Anteil der Dehnungs-Wöhlerlinie näherungsweise als eine Gerade darstellen (vgl. Abbildung 4.2). Analytisch kann die Dehnungs-Wöhlerlinie mit Hilfe von vier Parametern nach dem Ansatz von Manson, Coffin und Morrow [Manson 1965, Coffin et al. 1954,Morrow 1965] durch Gleichung 4.2 ausgedrückt werden. Dabei ist $\sigma_f^{'}$ der Schwingfestigkeitskoeffizient, $\varepsilon_f^{'}$ der zyklische Duktilitätskoeffizient, b der Schwingfestigkeitsexponent und c der zyklische Duktilitätsexponent.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma_f^{'}}{E} \cdot (2N)^b + \varepsilon_f^{'} \cdot (2N)^c \tag{4.2}$$

In Abbildung 4.2 ist beispielhaft eine Dehnungs-Wöhlerlinie dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass der Wert $\varepsilon_f^{'}$ am Schnittpunkt der Regressionsgeraden aus dem plastischen Anteil der Dehnungs-Wöhlerlinie und der Schwingspielzahl $N = 1/2$ bzw. $2N = 1$ abgelesen werden kann. Analog kann bei $N = 0{,}5$ an der Regressionsgeraden des elastischen Anteils der Dehnungs-Wöhlerlinie der Wert $\sigma_f^{'}/E$ abgelesen werden. Da beide Größen bei $N = 0{,}5$ abgelesen werden müssen, wird häufig die Notation $(2N)$ Schwingungsumkehrungen verwendet, wie in Gleichung 4.2 angegeben. Die Steigungen b und c liegen für metallische Werkstoffe in der Regel zwischen $b = -0{,}05$ bis $-0{,}12$ bzw. $c = -0{,}4$ bis $-0{,}7$.

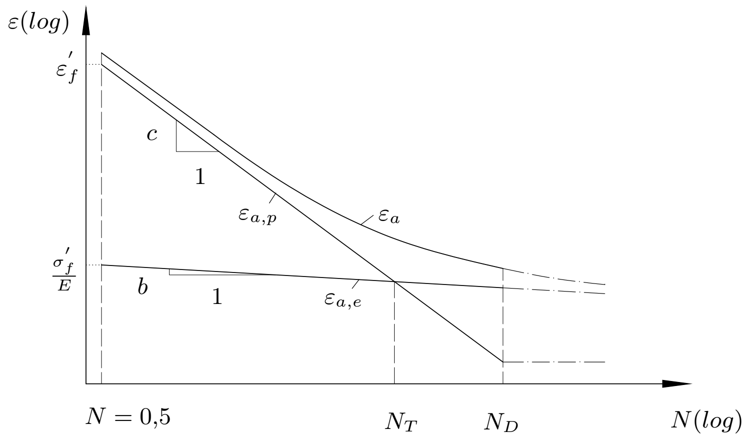


Abbildung 4.2: Darstellung der Dehnungs-Wöhlerlinie bestehen aus dem elastischen und plastischen Anteil

Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve und die Dehnungs-Wöhlerlinie sind nicht unabhängig voneinander, da das Verhältnis von elastischem und plastischem Dehnungsanteil über den gesamten Dehnungsbereich identisch sein muss. Daraus lässt sich die Kompatibilitätsbedingung nach Gleichung 4.3 und 4.4, auch Verträglichkeitsbedingung genannt, ableiten.

$$n^{'} = \frac{b}{c} \tag{4.3}$$

$$K^{'} = \frac{\sigma_f^{'}}{(\varepsilon_f^{'})^{n^{'}}} \tag{4.4}$$

Da die Dehnungs-Wöhlerlinie, wie bereits beschrieben, im Bereich von $N = 10^6 - 10^7$ Lastspielen keinen Knick aufweist, muss die Dauerfestigkeit separat ermittelt werden. Der Schnittpunkt des elastischen und plastischen Anteils der Wöhlerlinie wird als N_T bezeichnet.

4.1.2 Näherungsbeziehungen der zyklischen Parameter

Eine der ersten rechnerischen Abschätzungen zyklischer Werkstoffkennwerte wurde bereits 1965 von Manson entwickelt. Mit Hilfe von quasi-statischen Versuchen wurden Abschätzmethoden entwickelt, mit denen die zyklischen Kennwerte ermittelt werden können. Die Literatur [Hatscher 2004, Wächter 2016, Wächter et al. 2018b, Wächter et al. 2018a] gibt einen guten Überblick über die existierenden Abschätzverfahren. In dieser Arbeit sollen nur die Ansätze vorgestellt werden, die für den betrachteten Anwendungsfall der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs einer automatisierten Hochregalanlage mit Shuttle-System in Frage kommen. Methoden, deren Anwendungskriterien den Einsatz in diesem Fall ausschließen, werden nicht betrachtet. In der Literatur werden die Abschätzverfahren häufig nach der Darstellungsweise von Hatscher [Hatscher 2004] angegeben, um eine bessere Vergleichbarkeit und übersichtlichere Darstellung aller Verfahren zu erreichen. Die Beschreibung der Dehnungs-Wöhlerlinie nach Hatscher [Hatscher 2004] ist äquivalent zu der nach Manson, Coffin und Morrow [Manson 1965, Coffin et al. 1954 ,Morrow 1965] (vgl. Gleichung 4.2), sie löst sich lediglich von den festen Stützstellen des elastischen und plastischen Dehnungsanteils der Dehnungs-Wöhlerlinie bei $N = 0{,}5$ Schwingspielen und lässt diese Stützstellen variabel.

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(\frac{N}{N_{0\sigma}}\right)^b + \varepsilon_{p0} \cdot \left(\frac{N}{N_{0\varepsilon_p}}\right)^c \tag{4.5}$$

Dabei liegt bei einer Schwingspielzahl $N_{0\sigma}$ der elastische Dehnungsanteil bei $^{\sigma_0}/_{E}$ und bei einer Schwingspielzahl $N_{0\varepsilon_p}$ der plastische Anteil bei ε_{p0}. Die Umrechnung in die Darstellungsform nach Manson, Coffin und Morrow [Manson 1965, Coffin et al. 1954 ,Morrow 1965] kann über die Gleichung 4.6 und 4.7 sowie die Kompatibilitätsbedingung nach Gleichung 4.3 und 4.4 erfolgen. Die Steigungen der elastischen und plastischen Dehnungsanteile b und c sind in beiden Darstellungsformen identisch.

$$\sigma_f^{'} = \sigma_0 \cdot \left(\frac{0{,}5}{N_{0\sigma}}\right)^b \tag{4.6}$$

$$\varepsilon_f^{'} = \varepsilon_{p0} \cdot \left(\frac{0{,}5}{N_{0\varepsilon_p}}\right)^c \tag{4.7}$$

In Tabelle 4.1 wird ein Überblick über die in dieser Arbeit vorgestellten Abschätzmethoden zyklischer Materialkennwerte zur Bestimmung der zyklisch stabilisierten

Tabelle 4.1: Übersicht der betrachteten Abschätzmethoden für zyklische Materialkennwerte

Methode	Autor	Jahr
Uniform Material Law (UML)	Bäumel/Seeger	1990
Material Law of Steel Sheet (MLSS)	Masendorf	2000
Uniform Material Law +	Hatscher	2006
Method of variable Slopes 2006	Hatscher/Seeger/Zenner	2006
FKM Methode	Wächter	2016
FKM Methode +	Wächter	2016

Spannungs-Dehnungs-Kurve sowie der Dehnungs-Wöhlerlinie aus quasi-statischen Versuchen gegeben.

Beim Uniform Material Law von Bäumle und Seeger [Bäumel et al. 1990] werden für die Abschätzung der zyklischen Kennwerte nur die Zugfestigkeit sowie der E-Modul benötigt, die aus quasi-statischen Versuchen bestimmt werden können. Dabei wird zwischen un- und niedriglegierten Stählen sowie Aluminium und Titan unterschieden. Die Werte in Tabelle 4.2 gelten nur für un- und niedriglegierte Stähle. Es ist zu beachten, dass die Kompatibilität mit den angegebenen Werten für $K^{'}$ und $n^{'}$ streng genommen nicht gegeben ist. Auch die Dauerfestigkeit stimmt nicht mit der aus Tabelle 4.2 ermittelten Dehnungs-Wöhlerlinie überein.

Tabelle 4.2: Übersicht der zyklischen Materialkennwerte aus dem Uniform Material Law (UML) für un- und niedriglegierte Stähle

Uniform Material Law (UML)			
σ_0	$1{,}5 \cdot R_m$	ε_{p0}	$0{,}59 \cdot \Psi$
$N_{0\sigma}$	0,5	$N_{0\varepsilon_p}$	0,5
b	$-0{,}087$	c	$-0{,}58$
$K^{'}$	$1{,}65 \cdot R_m$	$n^{'}$	0,15
$\Psi = \begin{cases} 1{,}0 & R_m/E \leq 0{,}003 \\ 1{,}375 - 125 \cdot R_m/E & R_m/E > 0{,}003 \end{cases}$			
für un- und niedriglegierte Stähle mit $R_m = 110 \ldots 2300\, MPa$			

Das Material Law of Steel Sheets (MLSS) (vgl. Tabelle 4.3) wurde von Masendorf [Masendorf 2000] für Stahlfeinbleche entwickelt und verwendet die Gleichmaßdehnung A_g und den Verfestigungsexponenten der Fließkurve n zur Abschätzung der zyklischen Kennwerte. Dabei kann mit Hilfe des Vergleichsumformgrades ϕ_v zwischen umgeformtem und nicht umgeformtem Zustand unterschieden werden.

Bei der Method of variable Slopes 2006 [Hatscher et al. 2006] handelt es sich um eine von Hatscher, Seeger und Zenner mehrfach weiterentwickelte Variante der Method of variable Slopes von Hatscher [Hatscher 2004], die für Stahlfeinbleche sowie unlegierte und niedriglegierte Stähle auf der Grundlage einer umfangreichen Datenbasis aus [Boller et al. 1987a] und [Boller et al. 1987b] entwickelt wurde. Im Gegensatz zu den un- und niedriglegierten Stählen kann bei Stahlfeinblechen der Umformgrad berücksichtigt werden.

Tabelle 4.3: Übersicht der zyklischen Materialkennwerte aus dem Material Law of Steel Sheet (MLSS)

Material Law of Steel Sheet (MLSS)			
σ_0	$\frac{10370+13036\cdot\phi_v}{A_g}$	ε_{p0}	$(1{,}5262 - 1{,}1878 \cdot \phi_v) \cdot n$
$N_{0\sigma}$	0,5	$N_{0\varepsilon_p}$	0,5
b	$-0{,}065$	c	$-0{,}518$
für Stahlfeinbleche mit $R_m = 286 \ldots 735\, MPa$			

Tabelle 4.4: Übersicht der zyklischen Materialkennwerte aus der Method of variable Slopes 2006

Method of variable Slopes 2006			
σ_0	$\gamma \cdot R_m \cdot (1 + f_v \cdot \phi_v) = R'_{p0.2}$	ε_{p0}	0,002
$N_{0\sigma}$	$N_{0.2}$ vgl. Tabelle 4.5	$N_{0\varepsilon_p}$	$N_{0.2}$ vgl. Tabelle 4.5
b	$b_0 + \frac{\log(1+f_v\cdot\phi_v)}{\log(2\cdot N_{0.2})}$	c	$\frac{\log\left(\frac{E\cdot 0{,}002}{R'_{0.2}}\right)}{\log(\alpha\cdot(R'_{p0.2}-E\cdot 0{,}002)+1)} + b$
für Stahlfeinbleche mit $R_m = 286 \ldots 735\, MPa$			

Tabelle 4.5: Zusatzgrößen für die Method of variable Slopes 2006

Werkstoff	γ	$N_{0.2}$	b_0	α	f_v
höherfeste Stahlfeinbleche	0,70	7500	−0,080	0,0043	1,0
weiche Stahlfeinbleche	0,70	7500	−0,100	0,0043	1,0
Mehrphasenstahlfeinbleche	0,60	7500	−0,090	0,0043	1,0
un-/ niedriglegierte Stähle	0,64	9000	−0,087	0,0048	–

Mit dem Uniform Material Law + (UML+) [Hatscher et al. 2006] werden die Erkenntnisse aus der Weiterentwicklung der Method of variable Slopes 2006 auf das bestehende Uniform Material Law [Bäumel et al. 1990] angewendet. Im Gegensatz zur Method of variable Slopes muss beim UML+ nicht zwischen verschiedenen Feinblechen unterschieden werden. Auch hier kann der Umformgrad berücksichtigt werden, jedoch wiederum nicht für unlegierte und niedriglegierte Stähle.

Untersuchungen von Wächter [Wächter 2016] haben gezeigt, dass mit den bisherigen Methoden zwar teilweise gute Ergebnisse erzielt werden können, aber dennoch Schwierigkeiten bei der Ermittlung der zyklischen Kennwerte auftreten. Mit dem UML kann Stahl zwar am besten abgebildet werden, eine Anwendung für hochlegierte Stähle ist jedoch nicht vorgesehen. Außerdem sind teilweise quasi-statische Kennwerte wie die Brucheinschnürung A_g etc. erforderlich, die in der Regel nicht standardmäßig ermittelt werden. Daher wurde von Wächter [Wächter 2016] die FKM Methode entwickelt,

Tabelle 4.6: Übersicht der zyklischen Materialkennwerte aus dem Uniform Material Law +

Uniform Material Law +			
σ_0	$0{,}64 \cdot \Psi^{-0{,}15} \cdot R_m(1 + f_v \cdot \phi_v) = R'_{p0.2}$	ε_{p0}	0,002
b	$-0{,}087 + 0{,}235 \cdot \log(1 + f_v \cdot \phi_v)$	$N_{0\sigma}$	$N_{0,2} = 9000 \cdot \Psi^{1{,}724}$
c	$-0{,}58 + max \begin{cases} (335 - 0{,}64 \cdot R_m) \cdot 0{,}001 \\ 0 \end{cases}$	$N_{0\varepsilon_p}$	$N_{0,2}$
		f_v	1 für Stahlfeinbleche
$\Psi = \begin{cases} 1{,}0 & R_m/E \leq 0.003 \\ 1{,}375 - 125 \cdot R_m/E & R_m/E > 0.003 \end{cases}$			
Höherfeste, weiche und Mehrphasenfeinbleche sowie un- und niedriglegierte Stähle mit $R_m/E \leq 0{,}003$			

mit dem die zyklischen Kennwerte allein aus der Kenntnis der Zugfestigkeit ermittelt werden können. Dabei wird der Elastizitätsmodul mit $E = 206\,000\,MPa$ vorgegeben.

Tabelle 4.7: Übersicht der zyklischen Materialkennwerte aus der FKM Methode

FKM Methode			
σ_0	$1{,}3395 \cdot (R_m)^{0{,}897}$	ε_{p0}	$min \begin{cases} 0{,}00847 \\ 25{,}90 \cdot (R_m)^{-1{,}235} \end{cases}$
$N_{0\sigma}$	3000	$N_{0\varepsilon_p}$	600
b	$-0{,}097$	c	$-0{,}52$
für Stahl ohne Stahlguss mit $R_m = 121 \ldots 2296\,MPa$			

Tabelle 4.8: Übersicht der zyklischen Materialkennwerte aus der FKM Methode +

FKM Methode +			
$N_{0\varepsilon_p}$	600	ε_{p0}	$min \begin{cases} 0{,}0084 \\ 25{,}90 \cdot (R_m)^{-1{,}238} \end{cases}$
$N_{0\sigma}$	3000	σ_0	$1{,}3384 \cdot (R_m)^{0{,}9} \cdot 0{,}9966 \cdot \left(\frac{R_p}{R_{p,schätz}}\right)^{0{,}225}$
b	$-0{,}099$	c	$\begin{cases} -0{,}552 & \text{für} \frac{A_k}{A_{k,schätz}} \leq 2{,}0 \\ -0{,}411 & \text{für} \frac{A_k}{A_{k,schätz}} > 2{,}0 \end{cases}$
		$A_{k,schtz}$	$69{,}167 \cdot (R_m)^{-0{,}89}$
		$R_{p,schtz}$	$1{,}02 \cdot R_m - 135\,MPa$
Stahl ohne Stahlguss $R_m = 261 \ldots 1247\,MPa$ $R_p = 122 \ldots 1142\,MPa$ $A_k = 1 \ldots 70\,\%$			

Um die Schätzgüte der FKM Methode für die Werkstoffgruppe Stahl ohne Stahlguss weiter zu verbessern, wurde sie von Wächter mit Hilfe neuronaler Netze zur

FKM Methode+ weiterentwickelt [Wächter 2016]. Allerdings müssen hier neben der Zugfestigkeit R_m auch die Fließ- bzw. Dehngrenze R_{eH} bzw. $R_{p0,2}$ sowie die Bruchdehnung A_k angegeben werden. Diese können jedoch in der Regel aus einem einfachen quasi-statischen Zugversuch abgeleitet werden.

4.2 Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Werkstoff

4.2.1 Schädigungsparameterwöhlerlinie

Wie im Abschnitt 2.1.3 beschrieben, werden Wöhlerlinien, in diesem Fall Dehnungs-Wöhlerlinien, immer für ein Dehnungsverhältnis von $R_\varepsilon = -1$, folglich für betragsmäßig gleiche Ober- und Unterdehnung (ε_o und ε_u) bei gleichzeitiger Mitteldehnung $\varepsilon_m = 0$ bzw. Mittelspannung von $\sigma_m = 0$ ermittelt. Da in der Realität Betriebsbeanspruchungen häufig nicht mit einer Mittelspannung von $\sigma_m = 0$, sondern immer mit einer Mittelspannung $\sigma_m \neq 0$ auftreten, müsste für jede Mittelspannung eine eigene Dehnungs-Wöhlerlinie erzeugt werden. Da dieser Ansatz nicht praktikabel ist, werden zur Berücksichtigung von Mittelspannungen sogenannte Mittelspannungs- bzw. Schädigungsparameter P und deren zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinien oder kurz P-Wöhlerlinien verwendet [Seeger 1996].

Je nach Definition des Schädigungsparameters können neben dem Mittelspannungseinfluss auch Reihenfolgeeffekte in die Schädigungsbeurteilung einbezogen werden [Haibach 2006]. Die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie bzw. der Schädigungsparameter stellt dabei die jeweiligen tatsächlichen, mittelspannungsbehafteten Schwingspiele als mittelspannungsfreie, schädigungsäquivalente Schwingspiele dar. Somit können mit einer Schädigungsparameter-Wöhlerlinie alle Schwingspiele einer Betriebsbeanspruchung hinsichtlich ihrer Schädigung am Bauteil bewertet werden [Seeger et al. 1994]. Generell gilt, dass Zugmittelspannungen die Lebensdauer verkürzen und Druckmittelspannungen diese verlängern [Seeger 1996]. Dabei ist zu beachten, dass der Einfluss der Mittelspannungen bei Stählen mit niedriger Zugfestigkeit deutlich geringer ist als bei Stählen mit hoher Zugfestigkeit (vgl. Abschnitt 2.2.3). Ein weiterer Vorteil der Schädigungsparameter liegt in der einfachen Anwendung der Schadensakkumulationshypothesen. Die Miner-Regel ist z. B. für eine einzelne Wöhlerlinie besonders einfach anzuwenden.

4.2.2 Schädigungsparameter

Ein erster Ansatz zur Berücksichtigung der Mittelspannung wurde von Morrow [Morrow 1968] aufgestellt. Hier wurde kein separater Schädigungsparameter angegeben, sondern lediglich eine um die Mittelspannung σ_m korrigierte Version der Dehnungs-Wöhlerlinie nach Manson, Coffin und Morrow [Manson 1965, Coffin et al. 1954 ,Morrow 1965] (vgl. Gleichung 4.2). Dabei wurde der Schwingfestigkeitskoeffizient $\sigma_f^{'}$ um die Mittelspannung σ_m reduziert. Es ergibt sich folgende Gleichung 4.8.

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_f^{'} - \sigma_m}{E} \cdot (2N)^b + \varepsilon_f^{'} \cdot (2N)^c \tag{4.8}$$

Grundsätzlich können neben dem Morrow-Ansatz zwei weitere Typen von Schädigungsparametern unterschieden werden, der P_{SWT}-Typ und der Rissöffnungs-Typ. Für beide Typen gibt es jeweils mehrere Modifikationen. Einige dieser Parameter werden im Folgenden vorgestellt. Eine genauere Beschreibung der Schädigungsparameter und der Hintergründe findet sich in der Literatur [Haibach 2006], [Radaj et al. 2007], [Vormwald 2014a], [Smith et al. 1970], [Morrow 1968], [Wächter 2016], [Bergmann 1983], [Vormwald 1989], [Haibach et al. 1976], [Haibach et al. 1976] etc..

Einer der am weitesten verbreiteten Schädigungsparameter in der nach Smith Watson und Topper [Smith et al. 1970] aus Gleichung 4.9, der das Produkt aus Oberspannung σ_O und Gesamtdehnungsamplitude ε_a in Kombination mit dem Elastizitätsmodul E als schädigende Größe betrachtet.

$$P_{SWT} = \sqrt{\sigma_O \cdot \varepsilon_a \cdot E} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \tag{4.9}$$

Die Mittelspannung σ_m wird hier über die Oberspannung $\sigma_O = (\sigma_a + \sigma_m)$ berücksichtigt. Das Produkt aus $\sigma_O \cdot \varepsilon_a$ kann auch als Formänderungsenergiedichte verstanden werden [Radaj et al. 2007]. Die zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinie, d. h. der Schädigungsparameter P_i über der ertragbaren Schwingspielzahl N, kann aus der Dehnungs-Wöhlerlinie (vgl. Gleichung 4.2) für $R = -1$ nach Gleichung 4.10 bestimmt werden.

$$P_{SWT} = \sqrt{\sigma_f'^2 \cdot (2N)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' \cdot E \cdot (2N)^{b+c}} \tag{4.10}$$

Es hat sich jedoch gezeigt, dass der Schädigungsparameter P_{SWT} das Werkstoffverhalten bei höherfesten Werkstoffen nicht realitätsnah abbildet. Insbesondere der unterschiedlich starke Einfluss der Mittelspannung im Zug- und Druckbereich kann mit P_{SWT} nicht abgebildet werden [Haibach 2006], [Radaj et al. 2007], [Vormwald 2014a]. Im Zuge dessen erweiterte Bergmann [Bergmann 1983] die Definition des Schädigungsparameters P_{SWT} nach Smith, Watson und Topper [Smith et al. 1970] um den Faktor a_p, der den Mittelspannungseinfluss getrennt für den Druck- und Zugbereich berücksichtigt. Auch hier gilt die zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinie (vgl. Gleichung 4.10). Sie gilt für alle weiteren Modifikationen des Schädigungsparameters P_{SWT} gleichermaßen.

$$P_B = \sqrt{(\sigma_a + a_p \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \tag{4.11}$$

mit

$$a_p = \begin{cases} a_{pZ} & \text{für } \sigma_m \geq 0 \\ a_{pD} & \text{für } \sigma_m < 0 \end{cases} \tag{4.12}$$

Weitere Modifikationen von P_{SWT} durch Nihei [Nihei et al. 1986] oder Hanschmann [Hanschmann 1981] ermöglichen die Anpassung des Mittelspannungseinflusses oder auch von Reihenfolgeeffekten. Sie werden hier jedoch nicht weiter betrachtet.

In der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] werden zwei Schädigungsparameter für die Nachweisführung zur Verfügung gestellt. Der Schädigungsparameter R_{RAM} basiert auf einer Modifikation des Schädigungsparameters nach Smith, Watson und Topper [Smith et al. 1970]. Er ist ausschließlich für den Zugbereich definiert, im Druckbereich ist die Schädigungswirkung 0. In Abbildung 4.3 ist der Schädigungsparameter R_{RAM} und seine Parameter anschaulich dargestellt.

$$P_{RAM} = \begin{cases} \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} & \text{für } \sigma_a + k \cdot \sigma_m \geq 0 \\ 0 & \text{für } \sigma_a + k \cdot \sigma_m < 0 \end{cases} \tag{4.13}$$

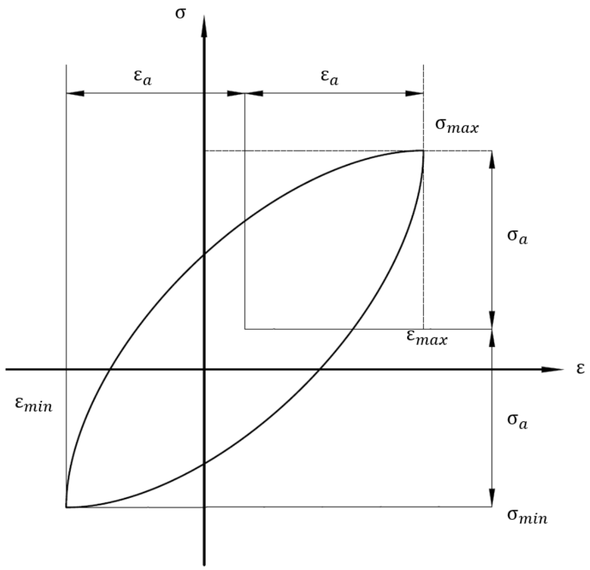


Abbildung 4.3: Definition der Kennwerte des Schädigungsparameter P_{RAM} nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear]

Der Einfluss der Mittelspannung wird hierbei über den k-Faktor (vgl. Gleichung 4.14) in Abhängigkeit der Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ (vgl. Gleichung 4.15) nach Schütz [Schütz 1967] berücksichtigt.

$$k = \begin{cases} M_\sigma \cdot (M_\sigma + 2) & \text{für } \sigma_M \geq 0 \\ \frac{M_\sigma}{3} \cdot (\frac{M_\sigma}{3} + 2) & \text{für } \sigma_M < 0 \end{cases} \tag{4.14}$$

Wobei

$$M_\sigma = a_M \cdot 10^{-3} \cdot R_m + b_M \tag{4.15}$$

Die Werte a_M und b_M sind werkstoffgruppenabhängig und in der folgenden Tabelle 4.9 für Stahl nach [FKM-nichtlinear] angegeben. Für andere Werkstoffgruppen wie Stahlguss und Aluminium-Knetlegierungen gibt die FKM-Richtlinie nichtlineare [FKM-nichtlinear] Auskunft.

Die zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinie zu P_{RAM} wird über mehrere Bereiche mit unterschiedlichen Steigungen d_1 und d_2 sowie der Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$ und der Dauerfestigkeit $P_{RAM,D,WS}$ über Gleichung 4.16 beschrieben. Sie ist zusätzlich in Abbildung 4.4 grafisch dargestellt.

Tabelle 4.9: Konstanten a_M und b_M zur Bestimmung der Mittelspannungsempfindlichkeit

Werkstoffgruppe	Stahl
a_M	0,35
b_M	-0,10

$$N(P_{RAM}) = \begin{cases} 10^3 \cdot \left(\frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z,WS}}\right)^{1/d_1} & P_{RAM} \geq P_{RAM,Z,WS} \\ 10^3 \cdot \left(\frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z,WS}}\right)^{1/d_2} & P_{RAM,Z,WS} > P_{RAM} \geq P_{RAM,D,WS} \end{cases} \tag{4.16}$$

Die Steigungen und Stützstellen der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie P_{RAM} können in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] entweder aus dehnungsgeregelten Einstufenversuchen mit dem Dehnungsverhältnis $R = -1$ und anschließender Auswertung nach der Maximum-Likelihood-Methode bestimmt werden. Die Ermüdungsfestigkeit kann separat aus dehnungsgeregelten Versuchen berechnet werden. Alternativ und ohne aufwendige experimentelle Untersuchungen können die Parameter der Wöhlerlinie für P_{RAM} in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit R_m auch rechnerisch abgeschätzt werden. Dies kann über die Gleichungen 4.17 und 4.18 mit den Werten aus Tabelle 4.10 erfolgen.

$$P_{i,Z,WS} = f_{2,5\%} \cdot a_{P,Z} \cdot R_m^{b_{P,Z}} \tag{4.17}$$

$$P_{i,Z,WD} = f_{2,5\%} \cdot a_{P,D} \cdot R_m^{b_{P,D}} \tag{4.18}$$

Tabelle 4.10: Größen zur rechnerischen Abschätzung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] für den Werkstoff Stahl

P_{RAM}		P_{RAJ}	
d_1	$-0{,}302$	d	$-0{,}56$
d_2	$-0{,}197$		
$a_{P,Z}$ in MPa	20	$a_{P,Z}$ in MPa	1,173
$b_{P,Z}$	0,587	$b_{P,Z}$	1
$a_{P,D}$ in MPa	0,82	$a_{P,D}$ in MPa	$3{,}33 \cdot 10^{-5}$
$b_{P,D}$	0,92	$b_{P,D}$	1,55
$f_{2,5\%}$	0,71	$f_{2,5\%}$	0,39

Grundlage für den weiteren Schädigungsparametertyp, den Rissöffnungs-Typ, ist der von Haibach und Lehrke [Haibach et al. 1976] entwickelte bruchmechanisch basierte Schädigungsparameter P_{HL}. Es wird angenommen, dass von Anfang an ein kleiner Riss im Bauteil vorhanden ist. Eine Schädigung tritt dann nur bei Rissöffnung auf. Die Rissöffnungsdehnung hängt vom größten vorhergehenden Schwingspiel ab. Heitmann [Heitmann 1983] setzt im Gegensatz zu Haibach und Lehrke [Haibach et al. 1976] kein rissbehaftetes Bauteil voraus. Er entwickelt einen Schädigungsparameter P_{He} auf der Basis des zyklischen J-Integrals, d. h. einer Beschreibung des Spannungs-Dehnungsfeldes im Bereich der Rissspitze unabhängig von der Risslänge. Hier wirken

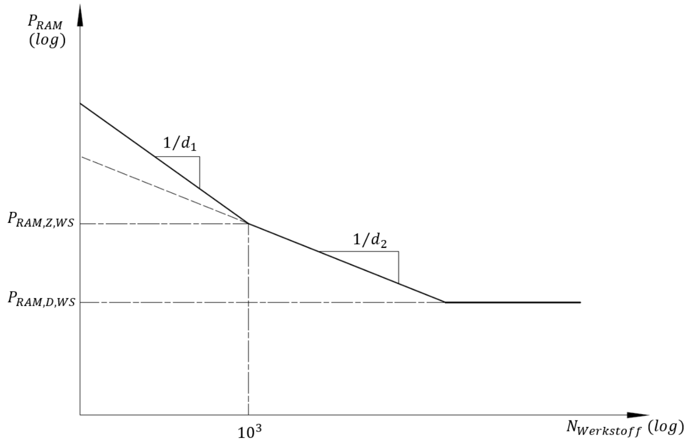


Abbildung 4.4: Darstellung der Schädigungsparameterwöhlelinie für den Werkstoff nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] für P_{RAM}

Lastspannungen und unterschiedliche Mittelspannungen, die das Risswachstum respektive die Rissöffnung beeinflussen, schädigend.

Vormwald [Vormwald 1989] entwickelt den Schädigungsparameter P_J, der ebenfalls auf dem J-Integral basiert. Auch hier werden Rissöffnungs- und Rissschließungsmechanismen berücksichtigt, die zur Schädigung beitragen. Das Verfahren unterscheidet sich von den vorhergehenden insbesondere durch die genauere Berechnung der Rissöffnungsspannung und -dehnung. Neben dem Schädigungsparameter P_{RAM} wird der von Vormwald [Vormwald 1989] entwickelte Schädigungsparameter P_J in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] als zweite Möglichkeit zur Nachweisführung angegeben. Der Parameter wird in der Richtlinie auch als P_{RAJ} bezeichnet. Es wird zunächst ein kurzer Anriss a_0 im Nachweispunkt des Tragwerks angenommen, der unter zyklischer Belastung geöffnet und geschlossen wird, bis eine definierte Risslänge a_{end} erreicht ist. Die mechanische kurze Anrisslänge a_0 wird durch Gleichung 4.19 definiert.

$$a_0 = \left(a_{end}^{1-m} - (1-m) \cdot C \cdot P_{RAJ,Z}^m\right)^{1/(1-m)} \tag{4.19}$$

Im Gegensatz zu den anderen Schädigungsparametern muss für P_J ein Rissfortschrittsgesetz bekannt sein. Dieses kann aus Versuchen oder durch rechnerische Abschätzung mit Hilfe des Elastizitätsmoduls gewonnen werden. Nach [FKM-nichtlinear] ist der Parameter C des verwendeten Rissfortschrittsgesetzes über die Gleichung 4.20 definiert.

$$C = 10^{-5} \cdot (5 \cdot 10^5)^m \cdot E^{-m} \tag{4.20}$$

Die Steigung m wird in Gleichung 4.21 beschrieben.

$$m = -\frac{1}{d} \tag{4.21}$$

In Abbildung 4.5 sind die relevanten Größen des Schädigungsparameters P_{RAJ} grafisch dargestellt. Die beiden Größen $\Delta\sigma_{eff}$ und $\Delta\varepsilon_{eff}$ sind diejenigen, die die Schädigung des Bauteils beeinflussen. Aus Gleichung 4.22 wird deutlich, dass für P_J die Vorkenntnis und genaue Bestimmung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve unerlässlich ist, da hier der zyklische Verfestigungsexponent $n^{'}$ verwendet wird.

$$P_J = P_{RAJ} = 1{,}24 \cdot \frac{\Delta\sigma_{eff}}{E} + \frac{1{,}02}{\sqrt{n^{'}}} \cdot \Delta\sigma_{eff} \cdot \Delta\varepsilon_{eff} \tag{4.22}$$

mit:

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{close} \tag{4.23}$$

$$\Delta\varepsilon_{eff} = \varepsilon_{max} - \varepsilon_{close} \tag{4.24}$$

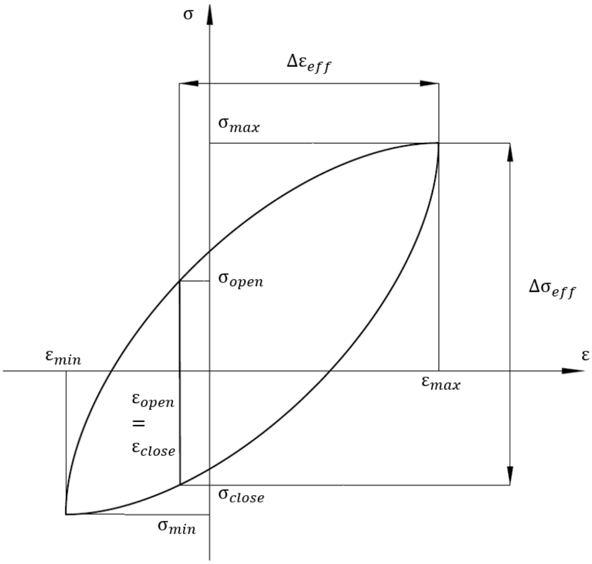


Abbildung 4.5: Definition der Kennwerte des Schädigungsparameter P_{RAJ} nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear]

Vormwald konnte zeigen, dass sich der Riss nicht bei der gleichen Spannung schließt, bei der er sich öffnet, jedoch bei gleicher Dehnung [Sander 2018]. Zur Bestimmung der Rissöffnungsspannung σ_{open} verwendet er die Rissöffnungsfunktion γ nach Newman mit der Einschränkung, dass die Form der Rissfläche und die Rissgeschwindigkeit konstant sind. Jedes Schwingspiel wird zunächst als fiktive einstufige Beanspruchung mit den Größen σ_{max}, σ_{min}, ε_{max}, ε_{min} und R_σ behandelt und wie in Abbildung 4.5 dargestellt als geschlossene Hysterese betrachtet. Daraus kann dann die Rissöffnungsspannung σ_{open} bestimmt werden.

$$\sigma_{open} = \sigma_{max} \cdot \begin{cases} A_0 + A_1 \cdot R + A_2 \cdot R^2 + A_3 \cdot A_3 \cdot R^3 & 1 > R \geq 0 \\ A_0 + A_1 \cdot R & R < 0 \\ 1 & R \geq 1 \end{cases} \tag{4.25}$$

mit:

$$A_0 = 0.535 \cdot \cos(\pi/2 \cdot \sigma_{max}/\sigma_F) + A_m \tag{4.26}$$

$$A_1 = 0.344 \cdot \sigma_{max}/\sigma_F + A_m \tag{4.27}$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3$$

$$A_3 = 2 \cdot A_0 + A_1 - 1$$

Die rechnerische Fließspannung kann über Gleichung 4.28 ermittelt werden.

$$\sigma_F = 0.5 \cdot \left(R'_{p0,2} + R_m\right) = 0.5 \cdot \left(0.002^{n'} \cdot K' + R_m\right) \tag{4.28}$$

Der Einfluss der Mittelspannung kann über den Mittelspannungsparameter A_m berücksichtigt werden, der die Mittelspannungsempfindlichkeit nach Schütz [Schütz 1967] aus Gleichung 4.15 und die werkstoffgruppenabhängigen Werte a_M und b_M aus Tabelle 4.9 für Stahl nach FKM Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] sowie den Parameter P_{RAM} verwendet.

$$A_m = \begin{cases} 0.4 - M_\sigma/4 & \sigma_m < 0 \\ 0.47 \cdot (1 - 1.5 \cdot M_\sigma) \cdot (1 + R)^{1+R+M_\sigma} & \sigma_m \geq 0 \end{cases} \tag{4.29}$$

Nach der Bestimmung der Rissöffnungsspannung σ_{open} für die fiktive einstufige Beanspruchung kann die fiktive einstufige Rissöffnungsdehnung $\varepsilon_{open,ein}$ bestimmt werden. Dabei wird das Werkstoffverhalten nach Ramberg-Osgood [Ramberg et al. 1943] der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve verwendet. Hierbei wird auch die Erkenntnis von Vormwald [Vormwald 1989] berücksichtigt, dass die Rissöffnungsdehnung der Rissschließdehnung entspricht ($\varepsilon_{open} = \varepsilon_{close}$). Die fiktive einstufige Rissöffnungsdehnung wird nach Gleichung 4.30 bestimmt.

$$\varepsilon_{open,ein} = \varepsilon_{min} + \frac{(\sigma_{open} - \sigma_{min})}{E} + 2 \cdot \left(\frac{(\sigma_{open} - \sigma_{min})}{2 \cdot K'}\right)^{1/n'} \tag{4.30}$$

Damit sind die fiktiven einstufigen Größen bekannt und die Vorgeschichte kann berücksichtigt werden, da mit P_{RAJ} zwei Effekte abgebildet werden können. Zum einen die Reihenfolgeeffekte der Belastungsvorgeschichte, die die Rissöffnungsdehnung anpassen und zum anderen die Abnahme der Dauerfestigkeit wie bei der konsequenten Miner-Regel. So kann die Rissöffnungsdehnung ε_{open} mit Vorgeschichte bestimmt werden. Aus der Vorgeschichte liegt nun eine Rissöffnungsdehnung $\varepsilon_{open,alt}$ vor, nach der je nach Größe in Bezug auf die Vorgeschichte vier Fälle für die Bestimmung von ε_{open} zu unterscheiden sind. Die zugehörige tatsächliche, variable Rissschließspannung kann dann durch iterative Lösung von Gleichung 4.31 bestimmt werden.

$$\varepsilon_{max} - \varepsilon_{open} = \frac{(\sigma_{max} - \sigma_{close})}{E} + 2 \cdot \left(\frac{(\sigma_{max} - \sigma_{close})}{2 \cdot K'}\right)^{1/n'} \tag{4.31}$$

Somit kann P_{RAJ} für jedes Schwingspiel bestimmt werden. Die dem Schädigungsparameter P_{RAJ} zugeordnete Schädigungsparameterkurve kann als Potenzgleichung angegeben werden. Im doppellogarithmischen Raum entspricht dies einer Geraden mit konstanter Steigung d und der Stützstelle $P_{RAJ,Z}$ sowie der Dauerfestigkeit $P_{RAJ,D}$.

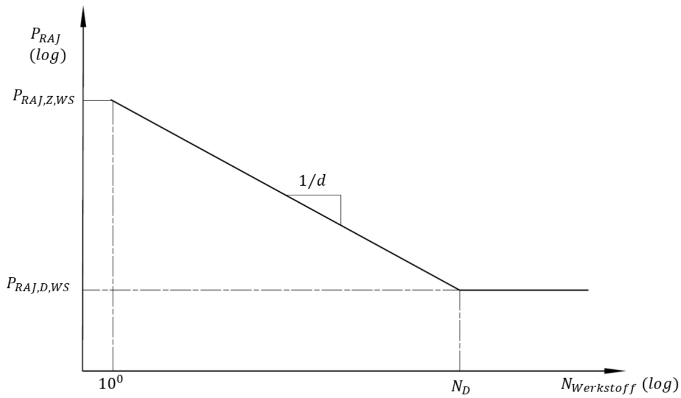


Abbildung 4.6: Darstellung der Schädigungsparameterwöhlelinie für den Werkstoff nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] P_{RAJ}

In Abbildung 4.6 ist die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für P_{RAJ} mit den wichtigsten Kennwerten graphisch dargestellt.

$$N(P_{RAJ}) = \left(\frac{P_{RAJ}}{P_{RAJ,Z,WS}}\right)^{1/d} \tag{4.32}$$

Die Steigung d sowie die Stützstelle $P_{RAJ,Z,WS}$ können durch Regression aus dehnungsgeregelten Einstufenversuchen bestimmt werden, die Dauerfestigkeit $P_{RAJ,D,WS}$ kann separat aus spannungsgeregelten Versuchen ermittelt werden. Alle drei Größen können aber auch ohne Versuchsbasis rechnerisch abgeschätzt werden. Dies erfolgt analog zu P_{RAM} über die Gleichungen 4.17 und 4.18 mit den Werten aus Tabelle 4.10.

4.3 Kerbnäherungsverfahren

4.3.1 Allgemeine Last-Kerbdehnungsbeziehung

Um den Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und der rein elastisch ermittelten Spannung und Dehnung an der versagenskritischen Stelle im Bauteil beim Kerbdehnungskonzept herstellen zu können, wird der Lastübertragungsfaktor c verwendet. Es gilt dann $S = c \cdot L$, d. h. die rein elastische ermittelte Spannung an der Nachweisstelle S ergibt sich aus dem Produkt des Lastübertragungsfaktors c und der äußeren Last L (vgl. Abschnitt 2.4.5). Überschreiten die Spannungen und Dehnungen an der Nachweisstelle den elastischen Bereich, so steigen die lokalen Dehnungen aufgrund des plastischen Fließens an dieser Stelle überproportional zur äußeren Last L an, während gleichzeitig die Spannungen nur unterproportional zunehmen. Um diesen Zusammenhang beschreiben zu können, wird die sogenannte Übertragungsfunktion $\varepsilon = f(L)$, d. h. eine Last-Kerbdehnungs-Beziehung, verwendet. In der Literatur wird auch der Begriff Bauteilfließkurve verwendet [Seeger 1996].

Grundsätzlich existieren drei Verfahren zur Bestimmung der Last-Kerbdehnungs-Beziehung. Zum einen können experimentelle Untersuchungen mittels Dehnungsmessungen an der versagenskritischen Stelle herangezogen werden. Hierbei kann unter anderem auf den Incremental Step Test [Vormwald 2014a] oder auch auf Versuche mit monotoner Belastung [Seeger 1996] zurückgegriffen werden. Wenn die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve bekannt ist, können auch numerische FE-Simulationen zur Bestimmung der Last-Kerbdehnungs-Beziehung verwendet werden. Diese sequentiellen Berechnungen von Umkehrpunkt zu Umkehrpunkt können schnell aufwändig werden. Alternativ ist auch hier eine analytische Ableitung über Kerbnäherungsbeziehungen möglich. Mit ihnen kann das lokale elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Verhältnis mit einfachen rechnerischen Mitteln bestimmt werden [Götz et al. 2020]. Das bedeutet, dass aus den elastizitätstheoretisch berechneten Spannungen σ_e und Dehnungen e in Abhängigkeit von der äußeren Belastung L über Kerbnäherungsverfahren im Kerbdehnungskonzept die lokalen elastisch-plastischen Beanspruchungsgrößen σ und ε ermittelt werden können. Im folgenden Kapitel sollen die am meisten verbreiteten Kernnäherungsverfahren vorgestellt werden.

4.3.2 Spezielle Kerbnäherungsverfahren

Ansatz nach Neuber

Die wohl bekannteste Näherungslösung wurde von Neuber am schubbeanspruchten Prisma mit nutförmiger Seitenkerbe hergeleitet. Sie besagt, dass das Produkt aus rein elastizitätstheoretisch ermittelter Spannung σ_e und Dehnung e gleich dem Produkt aus örtlicher elastisch-plastisch Dehnung ε und ihrer zugehörigen örtlichen Spannung σ entspricht (vgl. Gleichung 4.33). Voraussetzung ist, dass die Nennspannungen im Bauteil im elastischen Bereich bleiben, d. h. der Nennquerschnitt nicht vollständig plastiziert.

$$\sigma_e \cdot e = \sigma \cdot \varepsilon \tag{4.33}$$

Es liegen nun folglich zwei Unbekannte vor. Zur Bestimmung der örtlichen elastisch-plastischen Dehnung ε und der zugehörigen örtlichen Spannung σ aus der Neuber-Hyperbel kann die Ramberg-Osgood-Beschreibung des zyklischen Materialverhaltens herangezogen werden.

$$\frac{\sigma_e^2}{E} = \frac{\sigma^2}{E} + \frac{\sigma^{1+1/n'}}{K'^{1/n'}} \tag{4.34}$$

Die Gleichung kann nun iterativ, z. B. mit Hilfe des Newton-Verfahrens, gelöst werden. Dazu müssen zunächst alle Terme auf eine Seite der Gleichung gebracht werden. So ergibt sich eine Funktionsgleichung $f(\sigma)$ der örtlichen Spannung nach Gleichung 4.35.

$$f(\sigma) = \frac{\sigma^2}{E} - \frac{\sigma_e^2}{E} + \frac{\sigma^{1+1/n'}}{K'^{1/n'}} \tag{4.35}$$

Aus der so ermittelten örtlichen elastisch-plastischen Spannung σ kann dann wiederum mit Hilfe der Ramberg-Osgood-Beziehung für das zyklische Werkstoffverhalten die zugehörige örtliche elastisch-plastische Dehnung ε berechnet werden. Bei Verwendung der Ramberg-Osgood-Beziehung (vgl. Gleichung 2.6) gilt diese Gleichung 4.35 für den Erstbelastungsast, für die Hystereseäste nach Lastumkehr der zyklischen Belastung muss die Beziehung nach Masing (vgl. Gleichung 2.7) verwendet werden.

Für die Funktionsgleichung $f(\Delta\sigma)$ der örtlichen Spannungsamplitude gilt dann Gleichung 4.36. Zur Lösung dieser Gleichung kann analog vorgegangen werden.

$$f(\Delta\sigma) = \frac{\Delta\sigma^2}{E} - \frac{\Delta\sigma_e^2}{E} + 2 \cdot \frac{\Delta\sigma^{1+1/n'}}{(2 \cdot K)'^{1/n'}} \tag{4.36}$$

In Abbildung 4.7 sind die Gerade, die den elastischen Zusammenhang nach dem Hook'schen Gesetz bildet, die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Ramberg und Osgood und die Neuber-Hyperbel angegeben. Dabei stellt die Neuber-Hyperbel alle Punkte im Spannungs-Dehnungs-Diagramm dar, für die gilt, dass das Produkt aus Spannung σ und Dehnung ε konstant ist. Wird eine Dreiecks zwischen dem Koordinatenursprung, dem Schnittpunkt der Hook'schen Geraden und der Neuber-Hyperbel sowie dem zugehörigen Abszissenwert gebildet, so besitzt dieses Dreieck den gleichen Flächeninhalt wie ein Dreieck zwischen dem Koordinatenursprung, dem Schnittpunkt der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und der Neuber-Hyperbel sowie dem zugehörigen Abszissenwert. Grafisch betrachtet ergeben sich die lokalen Spannungen und Dehnungen an der Nachweisstelle aus dem Schnittpunkt der Neuber-Hyperbel mit der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Ramberg-Osgood [Ladinek et al. 2019].

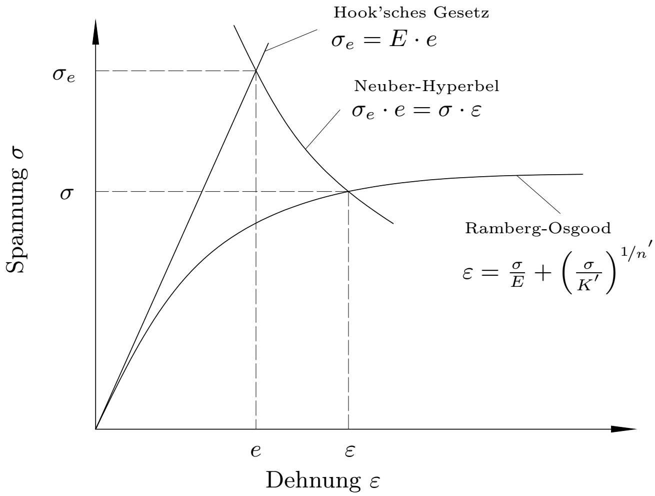


Abbildung 4.7: Graphische Darstellung des Hook'schen Gesetz und der örtlichen Spannung und Dehnung mit Hilfe der Neuber-Hyperbel

Die Kerbnäherung nach Neuber wird häufig über ihre Anwendungsgrenzen hinaus verwendet. Eine Vielzahl von Untersuchungen hat gezeigt, dass die Neuber-Hyperbel den am Nachweispunkt auftretenden plastischen Dehnungsanteil teilweise überschätzt [Baumgartner 2014]. Auch wenn durch diese leichte Überschätzung der plastischen Dehnungen in einigen Fällen eine gute Näherung über den eigentlichen Anwendungsbereich hinaus erreicht wird, stellt sich immer die Frage nach der Genauigkeit der Näherung bei Anwendung über den Gültigkeitsbereich hinaus [Götz et al. 2020]. Es hat sich gezeigt, dass die Näherung nach Neuber zutreffend ist, solange der plastische Dehnungsanteil im Nennquerschnitt klein bleibt. Je größer der plastische Anteil, desto größer die Abweichung. Daraus haben sich im Laufe der Jahre immer wieder neue Ansätze für Kerbnäherungsverfahren und auch zahlreiche Modifikationen des ursprünglichen Ansatzes von Neuber entwickelt. Der Aufwand für die einzelnen Näherungsverfahren ist dabei sehr unterschiedlich. Einen guten Überblick über die Entwicklung geben [R. Burghardt et al. 2021] und [Vormwald 2014a].

Neuber-Modifikation nach Seeger und Heuler

Eine dieser Erweiterungen ist die nach Seeger und Heuler [Seeger et al. 1980], die die Traglastformzahl K_p berücksichtigt. Da die Neuber-Hyperbel (vgl. Gleichung 4.33) auf der linken Seite nur einen rein elastischen Ansatz hat, kann das plastische Verhalten des Nennquerschnitts nicht berücksichtigt werden. Die Modifikation nach [Seeger et al. 1980] verwendet daher die plastische Traglastzahl K_p. Damit kann das globale plastische Bauteilverhalten indirekt über die plastische Traglast in K_p in die Berechnung eingehen. Seeger und Heuler schlagen eine Modifikation der elastischen Spannung in der Kerbe σ_e durch den Faktor K_p vor. Es gilt:

$$\sigma_e^* = \frac{\sigma_e}{K_p} \tag{4.37}$$

Die Verbindung zur zugehörigen modifizierten Dehnung e^* wird über die Ramberg-Osgood Beziehung (vgl. Gleichung 2.6) unter Berücksichtigung der modifizierten Spannung durch Gleichung 4.38 hergestellt.

$$e^* = \frac{\sigma_e^*}{E} + \left(\frac{\sigma_e^*}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} = \frac{\sigma_e/K_p}{E} + \left(\frac{\sigma_e/K_p}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{4.38}$$

Die durch Seeger und Heuler [Seeger et al. 1980] modifizierte Form der Neuber-Kerbnäherung ist in Gleichung 4.39 dargestellt.

$$\sigma \cdot \varepsilon = \frac{\sigma_e^2}{E} \cdot \frac{e^*}{\sigma_e^* \cdot E} \tag{4.39}$$

Wird nun die Gleichungen 4.37 und 4.38 in die modifizierte Form der Neuber-Kerbnäherung aus Gleichung 4.39 eingesetzt und nach ε aufgelöst, so ergibt sich Gleichung 4.40. Dieser Ansatz wird auch in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] verwendet.

$$\varepsilon = \frac{\sigma_e}{\sigma} \cdot K_p \cdot \left(\frac{\sigma_e/K_p}{E} + \left(\frac{\sigma_e/K_p}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}}\right) = \frac{\sigma_e}{\sigma} \cdot K_p \cdot e^* \tag{4.40}$$

Die so ermittelte Kerbnäherungsgleichung besitzt noch zwei Unbekannte Größen. Die örtliche elastisch-plastische Dehnung ε und die zugehörige örtliche Spannung σ. Um die Gleichung lösen zu können, muss daher eine zweite Gleichung verwendet werden. Auch hier wird der Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung durch die Ramberg-Osgood-Beziehung (vgl. Gleichung 2.6) des zyklischen Materialverhaltens genutzt, indem diese für die lokale Dehnung ε eingesetzt wird. Werden die Terme auf eine Seite der Gleichung gesetzt, so kann diese als Funktion der örtlichen Spannung σ dargestellt werden.

$$f(\sigma) = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} - \left(\frac{\sigma_e}{\sigma} \cdot K_p \cdot e^*\right) = 0 \tag{4.41}$$

Auch diese Funktion kann z. B. mit dem Newton-Verfahren iterativ für die örtliche Spannung σ gelöst werden und anschließend unter erneuter Verwendung der Ramberg-Osgood-Beziehung (vgl. Gleichung 2.6) die zugehörige örtliche Dehnung ε ermittelt werden. Da hier der Ansatz nach Ramberg und Osgood (vgl. Gleichung 2.6) verwendet wird, gilt diese Funktion nur für den Erstbelastungsast der Betriebsbelastung. Für die Hystereseäste kann jedoch unter Berücksichtigung des Masing-Verhaltens (vgl. Gleichung 2.7) des Materials analog vorgegangen werden. Daraus ergibt sich folgende Gleichung 4.42 und 4.43.

$$f(\Delta\sigma) = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K'}\right)^{\frac{1}{n'}} - \left(\frac{\Delta\sigma_e}{\Delta\sigma} \cdot K_p \cdot \Delta e^*\right) = 0 \tag{4.42}$$

$$\Delta e^* = \frac{{}^{\Delta\sigma_e}\!/_{K_p}}{E} + 2 \cdot \left(\frac{{}^{\Delta\sigma_e}\!/_{K_p}}{2 \cdot K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{4.43}$$

Ansatz nach Seeger und Beste
Eine weitere, verbesserte Näherungsformel wurde von Seeger und Beste [Seeger et al. 1977] für die unendliche Rissscheibe entwickelt. Sie basiert auf dem Dugdale-Rissproblem. Dieses Kerbnäherungsverfahren wird auch in der FKM-Richtlinie verwendet. Es wird in Kombination mit dem Schädigungsparameter P_{RAJ} empfohlen. Der Vorteil ist hier, dass ein zusätzlicher Korrekturterm zur Verbesserung der Treffsicherheit verwendet wird. Auch hier wird die plastische Traglastformzahl K_p verwendet. Die Näherungsbeziehung lässt sich allgemein ausdrücken durch Gleichung 4.44.

$$\varepsilon = \left[\left(\frac{2}{u^2}\right) \ln\left(\frac{1}{\cos u}\right) + \left(\frac{\sigma}{\sigma_e}\right)^2 - \left(\frac{\sigma}{\sigma_e}\right)\right] \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_e}{\Delta\sigma} \cdot K_p \cdot \Delta e^*\right) \tag{4.44}$$

Wobei u nach Gleichung 4.45 und e^* nach Gleichung 4.38 verwendet werden.

$$u = \frac{\pi}{2} \cdot \left(\frac{{}^{\sigma_e}\!/_{\sigma} - 1}{K_p - 1}\right) \tag{4.45}$$

Unter Anwendung des zyklischen Materialgesetzes nach Ramberg-Osgood ergibt sich Gleichung 4.46.

$$\begin{aligned} f(\sigma) = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} - \left[\left(\frac{2}{u^2}\right) \ln\left(\frac{1}{\cos u}\right) + \left(\frac{\sigma}{\sigma_e}\right)^2 - \left(\frac{\sigma}{\sigma_e}\right)\right] \\ \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_e}{\Delta\sigma} \cdot K_p \cdot \Delta e^*\right) = 0 \end{aligned} \tag{4.46}$$

Auch hier wird iterativ mit dem Newton-Verfahren gelöst und anschließend über Ramberg-Osgood (vgl. Gleichung 2.6) die zugehörige Dehnung ε der Erstbelastungskurve bestimmt. Für die Hystereseäste gilt analog:

$$\begin{aligned} f(\sigma) = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K'}\right)^{\frac{1}{n'}} - \left[\left(\frac{2}{(\Delta u)^2}\right) \ln\left(\frac{1}{\cos \Delta u}\right) + \left(\frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_e}\right)^2 - \left(\frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_e}\right)\right] \\ \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_e}{\Delta\sigma} \cdot K_p \cdot \Delta e^*\right) = 0 \end{aligned} \tag{4.47}$$

$$\Delta u = \frac{\pi}{2} \cdot \left(\frac{{}^{\Delta\sigma_e}\!/_{\Delta\sigma} - 1}{K_p - 1}\right) \tag{4.48}$$

4.4 Ermittlung von zufälligen Lastfolgen

Wie im Abschnitt 2.4.5 beschrieben, ist auf der Einwirkungsseite des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für automatisierte Hochregallager die Lastfolge von Bedeutung. Die Belastungen auf die Fahrschienen der Shuttle-Fahrzeuge von automatisierten Hochregallagern sind jedoch so vielfältig wie die Nutzung der Hochregallager selbst. Da im Rahmen der vorliegenden Arbeit keine für einen bestimmten Anwendungsfall typische oder gar real gemessene Lastfolge vorliegt, wird auf mittels eines Zufallsgenerators erzeugte Lastfolgen zurückgegriffen.

Die Erzeugung „echter" Zufallszahlen ist mit dem Computer jedoch nicht möglich, da es sich bei Zufallszahlen, die durch einen in einem Computer implementierten Zufallsgenerator erzeugt werden, um deterministisch und reproduzierbar erzeugte Pseudozufallszahlen auf Basis eines Algorithmus handelt [Henze 2018]. Es können jedoch nahezu perfekte Zufallszahlen erzeugt werden. Die Abweichungen sind hierbei sehr gering, so dass diese erzeugten Pseudozufallszahlen in fast allen Anwendungsfällen als echte Zufallszahlen angesehen werden können [Behrends 2013]. Mit im Computer implementierten Zufallsgeneratoren können sogenannte gleichverteilte Pseudozufallszahlen auf einem Intervall $[0; 1]$ erzeugt werden, die Grundlage für stochastische Simulationen sind [Henze 2018]. Gleichverteilte Zufallszahlen können in Zufallszahlen beliebiger Verteilung transformiert werden [Devroye 1996]. Je näher die erzeugten Pseudozufallszahlen an echten Zufallszahlen liegen sollen, desto größer muss die Periodenlänge des Zufallsgenerators sein. In der MATLAB-Umgebung kann der Mersenne-Twister-Zufallsgenerator verwendet werden, dieser hat eine Periodenlänge von $2^{19937} - 1$ [The MathWorks 2023] und wird in der vorliegenden Arbeit zur Erzeugung der zufälligen Lastfolgen verwendet.

Die Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs muss zwei Funktionen erfüllen. Zum einen dient sie als Fahrschiene für das Shuttle-Fahrzeug, auf dem die Ware im Regal bewegt werden kann. Zum anderen wird die Fahrschiene auch als Längsträger zwischen den Regalstützen genutzt, als Teil der Tragkonstruktion für die Lagerung der Ware im Hochregallager. So treten sowohl Belastungen aus der Beladung des Regals als auch aus der Überfahrt des Shuttle-Fahrzeugs auf. Genauere Angaben zum Aufbau und zur Tragweise des Hochregallagers sowie der Fahrschiene und des Shuttles sind in Abschnitt 3.2 beschrieben, hier soll nur auf die Belastung der Fahrschiene eingegangen werden. Die auftretenden Lasten aus der Shuttleüberfahrt setzen sich aus dem Leergewicht des Shuttle-Fahrzeugs selbst und der maximal mit dem Shuttle transportierbaren Last zusammen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass das Shuttle immer über zwei Fahrschienen zwischen zwei Regalteilen fährt und somit die Belastung auf eine Fahrschiene halbiert werden muss. Die Belastung der betrachteten 2-Feld-Fahrschiene aus der Last der Regalbeladung ist abhängig von der maximalen Fachlast des 5-Feld-Systems mit doppelter Tiefe. In der folgenden Tabelle 4.11 sind die maximalen und minimalen Lasten auf der Fahrschiene aus beiden Lastquellen sowie das Intervall zwischen maximaler und minimaler Last angegeben.

Das Lastintervall der Shuttlelast beträgt somit $25\,kg$, das Lastintervall der Last aus Regalbeladung beträgt $250\,kg$. Für diese Intervalle werden in der MATLAB-Umgebung zufällige Lastfolgen generiert. Dabei werden sowohl für die Shuttlelast als auch für die Last aus der Regalbeladung zufällige Lastfolgen mit gleichverteilten, mit

Tabelle 4.11: Maximale und minimale Belastung durch Shuttle und Regalbeladung auf die Fahrschiene des Shuttles

Belastung	Minimale Last	Maximale Last	Intervall
Shuttlelast	$125\,kg$	$150\,kg$	$25\,kg$
Shuttlelast (pro Schiene)	$62{,}5\,kg$	$75\,kg$	$12{,}5\,kg$
Last aus Regalbeladung	$0\,kg$	$250\,kg$	$250\,kg$

normalverteilten und mit logarithmisch normalverteilten Zufallszahlen erzeugt. Hierbei ist zu erwähnen, dass die Lasten aus Regalbeladung und Shuttle gleichgerichtet sind und fast an der gleichen Stelle angreifen. Dadurch erzeugen sie eine nahezu identische Beanspruchung an der für den Nachweis relevanten Stellen im System. In der Regel treten Änderungen der Beanspruchungen an der Nachweisstelle häufiger durch Shuttleüberfahrten und seltener durch Änderungen der Regalbeladung auf. Daher kann die Beanspruchung aus der Last durch die Regalbeladung auch als Mittelaständerung und nicht als zusätzliche aperiodische Lastfolge aufgefasst werden. Die Lasten werden daher überlagert und zu einer Lastfolge als einachsige, proportionale Belastung zusammengefasst. Hierzu werden mit der Software MATLAB zunächst Zufallszahlen getrennt für die Shuttlelast und die Regallast generiert und anschließend überlagert. Die Überlagerung erfolgt mit der Last aus voller Regalbeladung und der Shuttlelast für eine Fahrschiene. Die so ermittelten Lastfolgen gehen dann als Eingangsgrößen in das Nachweiskonzept ein. Sie werden zuvor für den Nachweis bereinigt, um eine treffsichere Zählung der Schwingspiele zu gewährleisten. Dazu werden Zwischenwerte zwischen Wendepunkten und Punkten, die nahe beieinander liegen, entfernt.

Zu Vergleichszwecken werden auch Lastfolgen erzeugt (vgl. Tabelle 4.12, LF16 bis LF18), bei denen vor der Ermittlung der Lastfolge die Belastung aus Shuttleüberfahrt und Regalbeladung zusammengefasst wird und anschließend mittels eines Pseudozufallsgenerators eine zufällige Lastfolge erzeugt wird. Der betrachtete Lastintervallumfang beträgt folglich $250\,kg + 150\,kg/2 = 325\,kg$. In Tabelle 4.12 ist eine Liste der generierten zufälligen Lastfolgen sowie die Verteilung, auf der die Zufallszahlen basieren, angegeben. Weiterhin werden die zusätzlich ermittelten Kombinationen aufgelistet. Ergänzend wird die Bezeichnung der Kombination der einzelnen Lastfolgen für das weitere Vorgehen, insbesondere zur eindeutigen Differenzierung im späteren Nachweis, angegeben.

Tabelle 4.12: Kombinationen von Shuttlelast und Last aus der Regalbeladung für die zufälligen Lastfolgen

Bezeichnung	Belastung/Kombinationen	
LF1	Shuttle gleichverteilt	-
LF2	Shuttle normalverteilt	-
LF3	Shuttle log-normalverteilt	-
LF4	-	Beladung gleichverteilt
LF5	-	Beladung normalverteilt
LF6	-	Beladung log-normalverteilt

Bezeichnung	Belastung/Kombinationen	
LF7	Shuttle gleichverteilt	Beladung gleichverteilt
LF8	Shuttle gleichverteilt	Beladung normalverteilt
LF9	Shuttle gleichverteilt	Beladung log-normalverteilt
LF10	Shuttle normalverteilt	Beladung gleichverteilt
LF11	Shuttle normalverteilt	Beladung normalverteilt
LF12	Shuttle normalverteilt	Beladung log-normalverteilt
LF13	Shuttle log-normalverteilt	Beladung gleichverteilt
LF14	Shuttle log-normalverteilt	Beladung normalverteilt
LF15	Shuttle log-normalverteilt	Beladung log-normalverteilt
LF16	Shuttle + Beladung gleichverteilt	
LF17	Shuttle + Beladung normalverteilt	
LF18	Shuttle + Beladung log-normalverteilt	

In Abbildung 4.8 ist die Lastfolge $LF7$ für eine Shuttlelast mit Zufallszahlen auf Basis der Gleichverteilung überlagert mit einer Last aus Regalbeladung ebenfalls auf Basis der Gleichverteilung dargestellt. In Abbildung 4.9 ist zum Vergleich die Lastfolge 16 aus Tabelle 4.12 gezeigt, um den Unterschied zwischen getrennt betrachteten Lastfolgen und gemeinsam betrachteten Lastfolgen zu erkennen. Auch bei Lastfolge $LF16$ liegen gleichverteilte Zufallszahlen vor. Zur besseren Vergleichbarkeit der Lastfolgen untereinander sind alle Lastfolgen nicht über ihr jeweiliges Lastintervall, sondern normiert auf ein Intervall $[0; 1]$ angegeben. Die übrigen Kombinationen der Tabelle 4.12 sind im Anhang B aufgeführt. Wie bereits erwähnt, werden alle Lastfolgen vor der Verwendung im Nachweis bereinigt, sodass nur noch Wendepunkte vorliegen und diese Wendepunkte nicht zu nah beieinander liegen.

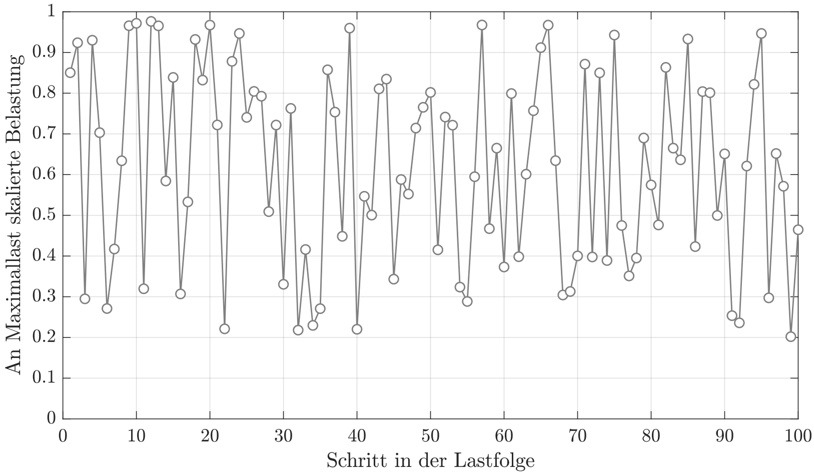


Abbildung 4.8: Zufällige Lastfolge $LF7$ mit der Shuttlelast auf Basis der Gleichverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Gleichverteilung

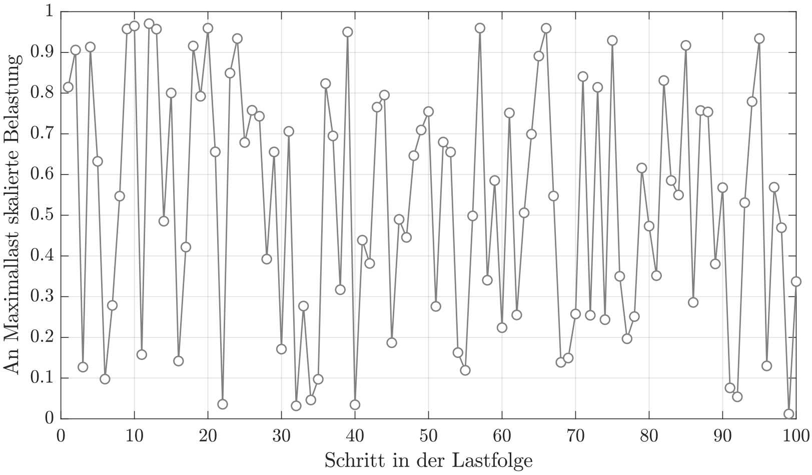


Abbildung 4.9: Zufällige Lastfolge $LF16$ mit der Shuttlelast und der Last aus Regalbeladung zusammen auf Basis der Gleichverteilung

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Einführung und Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm dieser Arbeit kann im Wesentlichen in drei Abschnitte unterteilt werden. In den Abschnitt der Voruntersuchungen, den Abschnitt der quasistatischen Versuche und den Abschnitt der zyklischen Versuche. Zunächst jedoch wird die eingesetzte Messtechnik sowie der Versuchsaufbau sowohl der quasi-statischen und zyklischen Versuche erläutert. Die Versuchsdurchführung wird im Abschnitt des jeweiligen Versuchstyps beschrieben.

Im ersten Abschnitt, den Voruntersuchungen, werden Untersuchungen an Materialproben aus den in Tabelle 3.1 identifizierten potentiellen versagenskritischen Nachweisstellen durchgeführt. Dabei werden Härtemessungen, Eigenspannungsmessungen und Messungen der Oberflächenrauheit durchgeführt. Anschließend werden diese mit den Ergebnissen zusätzlicher Messungen aus dem unbeeinflussten Grundwerkstoff verglichen, um mögliche Einflüsse aus der Geometrie oder der Herstellung des Bauteils zu erfassen. Ziel der Voruntersuchungen, insbesondere der Härtemessung, ist es, den Prüfumfang des dritten Abschnitts, der zyklischen Prüfungen, gegebenenfalls reduzieren zu können, indem vorhandene bzw. nicht vorhandene Unterschiede im Werkstoffverhalten an den möglichen Nachweisstellen aus Tabelle 3.1 festgestellt werden. Weiterhin sollen mögliche Einflussgrößen ermittelt werden, die im Nachweis zur Bestimmung der Betriebsfestigkeit benötigt werden. Dazu zählen besonders der Oberflächenzustand und der Eigenspannungszustand an den untersuchten Stellen.

Im zweiten Abschnitt werden die quasi-statischen Zugversuche realisiert. Hier sollen der Elastizitätsmodul und die Zugfestigkeit R_m ermittelt werden, da beide wichtige Eingangsgrößen im Nachweisformat darstellen. Insbesondere die Zugfestigkeit R_m ist für die analytische Abschätzung vieler Materialparameter von Bedeutung.

Im dritten und letzten Abschnitt werden die zyklischen Versuche zur Bestimmung der zyklischen Werkstoffkennwerte bewerkstelligt. Dabei werden sowohl dehnungsgeregelte Wöhlerversuche und dehnungsgeregelte Incremental Step Tests zur Bestimmung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve sowie der Dehnungs-Wöhlerlinie als auch spannungsgeregelte Dauerschwingversuche zur Bestimmung der Dauerfestigkeit durchgeführt.

In den folgenden Kapiteln wird zunächst die vorhandene Prüf- und Messtechnik erörtert. Anschließend wird für jede Versuchsart auf den individuellen Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung eingegangen, bevor die Versuchsauswertung erläutert wird. Im letzten Kapitel werden die Versuchsergebnisse zusammengefasst und diskutiert. Bei der Versuchsauswertung werden verschiedene Methoden angewendet, deren Ergebnisse in Kapitel 7 einer Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse unterzogen werden, um ihren Einfluss auf die Lebensdauer der in dieser Arbeit betrachteten Fahrschiene eines Shuttle-Fahrzeugs eines automatisierten Hochregallagers mit

Shuttle-System zu überprüfen. Ziel ist es, wirtschaftliche und dennoch belastbare Empfehlungen für den Nachweis der Lebensdauer der Fahrschiene geben zu können.

5.2 Messtechnik

Bei der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Messtechnik ist zunächst zwischen quasi-statischen und zyklischen Versuchsarten zu unterscheiden. Auf die Härtemessungen, Eigenspannungsmessungen und Oberflächenrauheitsmessungen im Rahmen der Voruntersuchungen im ersten Versuchsabschnitt wird in diesem Kapitel nicht eingegangen, die erfolgt später in den entsprechenden Kapiteln. Die quasi-statischen und zyklischen Versuche wurden alle an der gleichen Prüfmaschine mit Hilfe eines servohydraulischen 630 kN-Zylinder der Firma Form und Test ausgeführt. Mit dieser Prüfmaschine können sowohl Biegeversuche als auch statische und dynamische Zug- und Druckversuche sowie Schwellversuche an Flach- und Rundproben durchgeführt werden. Dabei können sowohl wegegregelte, kraftgeregelte und verformungsgeregelte Versuche realisiert werden.

In Abbildung 5.1 ist die Prüfmaschine abgebildet. Zu erkennen sind die Parallelspannköpfe inklusive der Spannbacken, die eingespannte Flachprobe für einen zyklischen dehnungsgeregelten Versuch inklusive der angebrachten Knickstütze sowie dem verwendeten Videoextensometer.

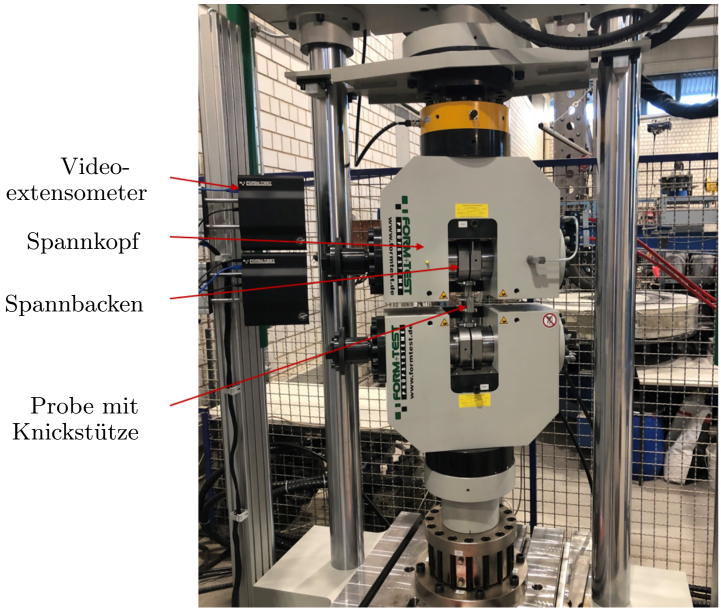
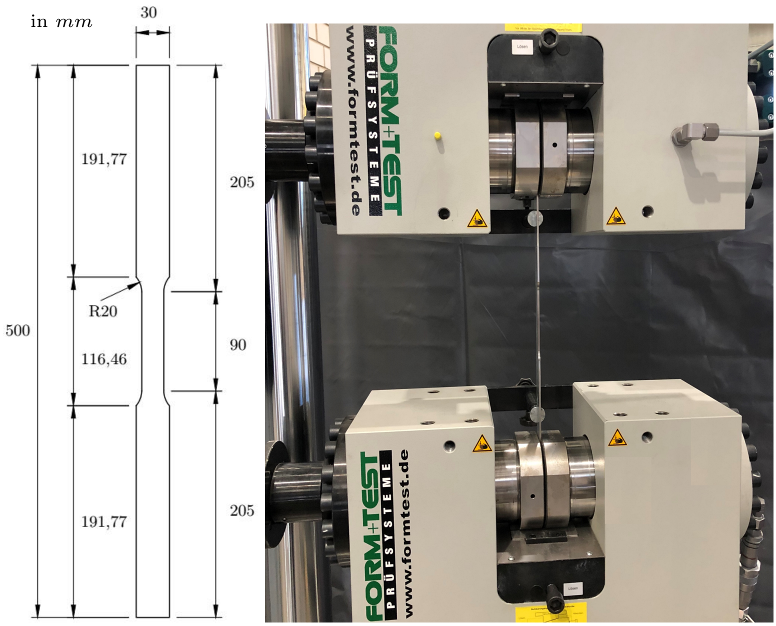


Abbildung 5.1: Übersicht der verwendeten Prüfmaschine für die quasi-statischen und zyklischen Versuche

Bei dem Videoextesometer, welches ausschließlich bei den quasi-statischen Zugversuchen zur Bestimmung des E-Moduls und der Bruchdehnung eingesetzt wird, handelt es sich um das Modell One der Firma X-Sight. Bei diesem kontaklosen Extensometer, kann die Anfangsmesslänge zur nachträglichen Ermittlung der Dehnung nach belieben festgesetzt werden, solange sich die Probe sowie die ausgewählten Messpunkte über die gesamte Versuchsdauer im Blickfeld der Kamera befinden. Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Zugversuchen wurde lediglich eine Kamera zur Dehnungsmessung verwendet. Bei der Durchführung der zyklischen Versuche, wurde sowohl bei den Incremental Step Test als auch bei den Wöhlerversuchen anstelle des kontaktlosen Videoextensometers ein Kontaktextensometer Modell 3442 der Firma Epsilon verwendet. Das Extensometer besitzt eine Anfangsmesslänge von $10\,mm$ und ermöglicht die Messung einer Längenänderung von $\pm 1\,mm$, was einer Dehnung von $\pm 10\,\%$ entspricht. Mit Hilfe dieses Extensometers können die dehnungsgeregelten Versuche zur Bestimmung der zyklischen Werkstoffkennwerte durchgeführt werden. Die Dehnungen können folglich nicht nur erfasst, sondern auch zur Regelung der Maschine und des Versuchs verwendet werden.

5.3 Versuchsaufbau

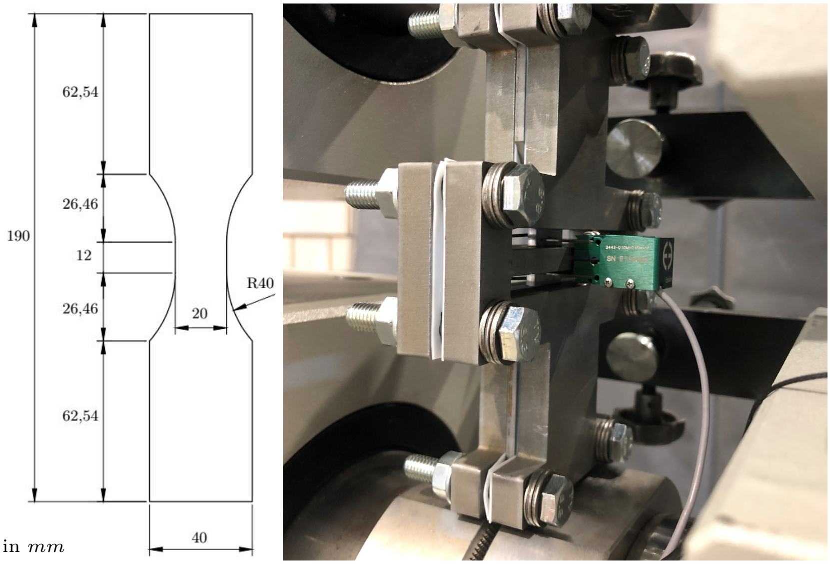
Auch beim Versuchsaufbau ist zwischen quasi-statischen und zyklischen Versuchen zu unterscheiden.



(a) (b)

Abbildung 5.2: Probengeometrie (a) und Versuchsaufbau (b) der quasi-statischen Zugversuche

In Abbildung 5.2 ist die Probengeometrie und der Versuchsaufbau der quasi-statischen Versuche dargestellt. Die Probengeometrie orientiert sich an [DIN EN ISO 6892-1] und [DIN 50125]. Lediglich die Länge des Probenkopfes wurde auf beiden Seiten verlängert. Dies ist auf die Geometrie des Parallelspannkopfes der Prüfmaschine zurückzu-



(a) (b)

Abbildung 5.3: Probengeometrie (a) und Versuchsaufbau mit Knickstütze (b) der zyklischen Versuche

führen, bei dem die Spannbacken im Spannkopf nach innen versetzt angeordnet sind. Um diesen Bereich zu überbrücken, ist eine längere Probengeometrie erforderlich. Außerdem muss bei Verwendung des berührungslosen Videoextensometers ein Bereich zwischen den beiden Paralellspannköpfen frei bleiben, um einen ausreichenden Messbereich des Videoextensometers zu schaffen.

Der Versuchsaufbau und die Probegeometrie für die zyklischen Versuche (vgl. Abbildung 5.3) orientiert sich an Stahl Eisen Prüfblatt 1240 [SEP 1240]. Dabei wird die Dehnung der Probe mit dem Kontaktextensometer im Bereich der parallelen Länge der Probe von 12 mm über eine Anfangsmesslänge von 10 mm erfasst. Da bei den zyklischen Versuchen eine Wechselbelastung zwischen Zug- und Druckbeanspruchung der Probe auftritt, wird eine schwimmend gelagerte Knickstütze um die Probe gelegt. Diese Knickstütze ist in Abbildung 5.3b dargestellt und verhindert ein ausknicken der dünnen Flachprobe bei Druckbelastung. Zusätzlich ist zu erkennen, dass zwischen der eigentlichen Probe und der Knickstütze auf beiden Seiten eine 0,5 mm dicke PTFE-Folie angebracht ist, um unerwünschte Reibung zwischen Knickstütze und Probe zu vermeiden. Die Schrauben wurden mit einem Anzugsdrehmoment von 0,05 Nm angezogen. Die Knickstütze lässt nur einen Bereich der Probe frei, in dem die Extensometerschneiden mit einer Kraft von 2 N an die Probe angelegt werden können (vgl. Abbildung 5.3b) und die möglichst ungehinderte Dehnungsmessung erlauben. Zwischen den Klemmen des Extensometer liegt wieder ein Teil der Knickstütze an, um den Bereich der parallelen Längen der Probe von einem Ausknicken zu hindern.

5.4 Mikrohärteprüfung

5.4.1 Grundlagen der Härteprüfung

Allgemein kann die Härte nach [DIN ISO 14577-1] als der Widerstand eines Werkstoffes oder einer Werkstoffprobe gegenüber plastischer Verformung durch Eindringen eines anderen, härteren Werkstoffes beschrieben werden. Grundsätzlich wird zwischen der dynamischen Härteprüfung, z. B. mit dem Poldihammer, der statischen Härteprüfung nach Entlastung der Prüfkraft, z. B. Brinellhärte, Vickershärte, Knoophärte oder Rockwellhärte, und der statischen Härteprüfung unter aufgebrachter Prüfkraft, z. B. Martenshärte unterschieden. Das Verfahren zur Bestimmung der Martenshärte, früher auch Universalhärte genannt, wird auch als instrumentierte Eindringprüfung bezeichnet [Skolaut 2018]. Der Unterschied zwischen den Verfahren zur Bestimmung der Härte nach Entlastung der Prüfkraft und während der aufgebrachten Prüfkraft besteht darin, dass bei den Verfahren nach Entlastung der Einfluss der elastischen Verformung des Werkstoffes unter dem Eindringkörper nicht berücksichtigt wird [DIN ISO 14577-1].

Bei der instrumentierten Eindringprüfung nach [DIN ISO 14577-1] werden dagegen die Kraft F und die Eindringtiefe h aus der elastischen und plastischen Verformung der betrachteten Werkstoffprobe sowohl unter Belastung als auch unter Entlastung aufgezeichnet [DIN ISO 14577-1]. Ein schematischer Ablauf der Martenshärteprüfung ist in der folgenden Abbildung 5.4 dargestellt. Zu erkennen sind die Belastung bis zur maximalen Prüfkraft F_{max} bei maximaler Eindringtiefe h_{max} sowie die Entlastung. Nach der Entlastung verbleibt die Eindringtiefe h als plastische Verformung im Probekörper. Bei der Entlastung dominiert die elastische Rückfederung, so dass aus der Kraftänderung pro Eindruckfläche die elastische Gerade bestimmt werden kann [Skolaut 2018]. Der Versuch kann sowohl kraft- als auch eindringtiefengesteuert durchgeführt werden ([DIN ISO 14577-1]).

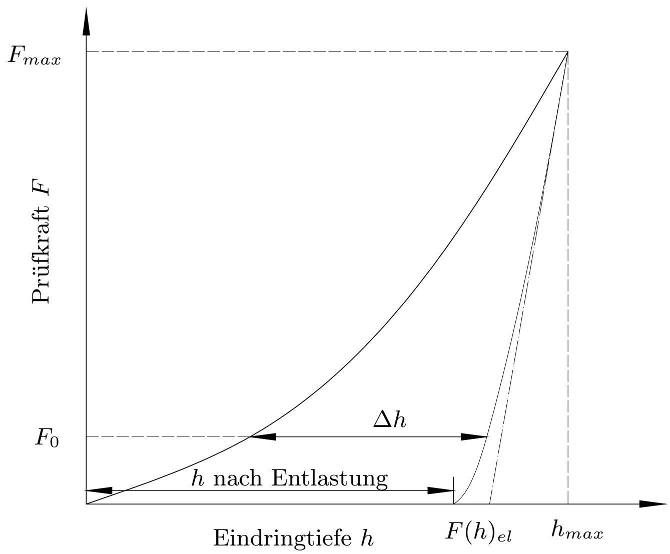


Abbildung 5.4: Schematischer Ablauf der Martenshärteprüfung nach [Skolaut 2018]

Nach [DIN ISO 14577-1] können folgende Eindringkörper verwendet werden:

- Vickers-Pyramide, eine Diamantpyramide mit quadratischer Grundfläche und einem Winkel von 68° zwischen den Flächen und der Pyramidenachse.
- Modifizierte Berkovich-Pyramide, eine Pyramide aus Diamant mit dreieckiger Grundfläche und einem Winkel von 65,27° zwischen den Flächen und der Pyramidenachse.
- Hartmetallkugel, insbesondere zur Bestimmung der elastischen Eigenschaften
- Diamantkegel mit kugelförmiger Spitze

Die [DIN ISO 14577-1] schließt andere Eindringkörper nicht aus, verweist aber auf eine sorgfältige Prüfung der Ergebnisse. Aus der instrumentierten Eindringprüfung lassen sich somit weitere Kennwerte wie die plastische Härte, auch Eindringhärte H_{IT} genannt, sowie der elastische Eindringmodul E_{IT} ableiten. Wird die Prüfkraft während der Prüfung für eine bestimmte Zeit auf der maximalen Prüfkraft F_{max} bzw. der maximalen Eindringtiefe h_{max} gehalten, können zusätzlich das Eindringkriechen C_{IT} und die Eindringrelaxation R_{IT} bestimmt werden [Bargel 2022]. Die instrumentierte Eindringprüfung ist heute bereits für Prüfkräfte im μN-Bereich bzw. Eindringtiefen im nm-Bereich mit vertretbarem Aufwand durchführbar. Dies ermöglicht auch die Bestimmung der Härte dünner Schichten [Gibmeier 2004]. Die instrumentierte Eindringprüfung kann nach [DIN ISO 14577-1] in drei Bereiche unterteilt werden:

- Makrobereich, mit einer Prüfkraft $2\,kN \leq F \leq 30\,kN$,
- Mikrobereich, mit einer Prüfkraft $2\,kN > F; h > 0{,}2\,\mu m$,
- Nanobereich, mit einer Eindringtiefe $h \leq 0{,}2\,\mu m$.

Die aus der Martenshärteprüfung ermittelten Härtewerte können nicht ohne Weiteres mit den Streck- oder Dehngrenzen aus uniaxialen Zugversuchen verglichen werden, erlauben aber einen relativen Vergleich.

5.4.2 Ergebnisse der Mikrohärteprüfung

Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Versuchen handelt es sich um instrumentierte Eindringversuche im Mikrobereich, auch Mikrohärteprüfung genannt. Die Versuche wurden am Lehrstuhl für Werkstoffkunde des Fachbereichs Maschinenbau und Verfahrenstechnik der Technischen Universität Kaiserslautern durchgeführt. In Abschnitt 3.2.3 wurden bereits die drei potentiellen versagenskritischen Stellen identifiziert. Dies sind der Bereich der kleinen Stanzung A (vgl. Abbildung 3.9a), der Bereich um die große Stanzung B ((vgl. Abbildung 3.9b) und letztlich der Bereich des Biegeradius (vgl. Abbildung 3.10) zwischen dem Steg und dem langen Schenkel der U-förmigen Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs (vgl. Tabelle 3.1). Für alle diese Bereiche ist von Interesse, ob eine Beeinflussung des Werkstoffs im versagenskritischen Bereich durch den Herstellungsprozess stattgefunden hat. Dazu wird zunächst der unbeeinflusste Grundwerkstoff einer Härteprüfung unterzogen, um einen Referenzwert zu erhalten. Hierzu wurde eine Probe aus dem unbeeinflussten Bereich des langen Schenkels der Fahrschiene untersucht. Anschließend wurden die drei potentiell versagenskritischen Bereiche geprüft. Die folgende Abbildung 5.5 zeigt die bereits für die Härteprüfung vorbereiteten und eingebetteten Proben.

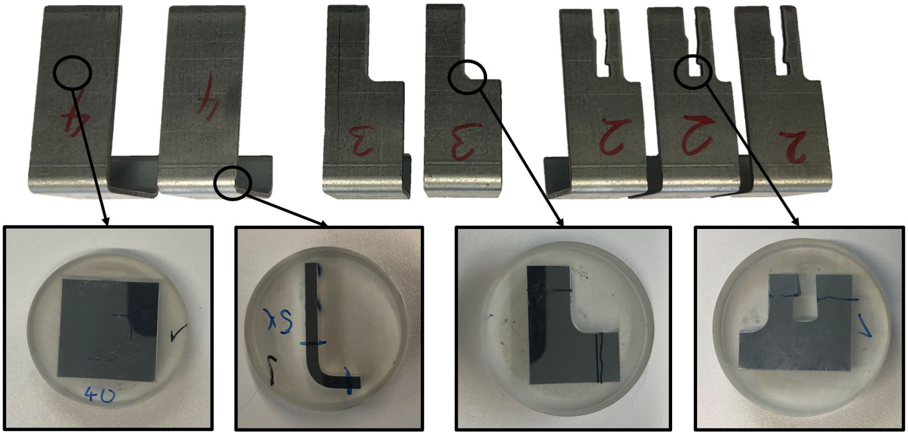
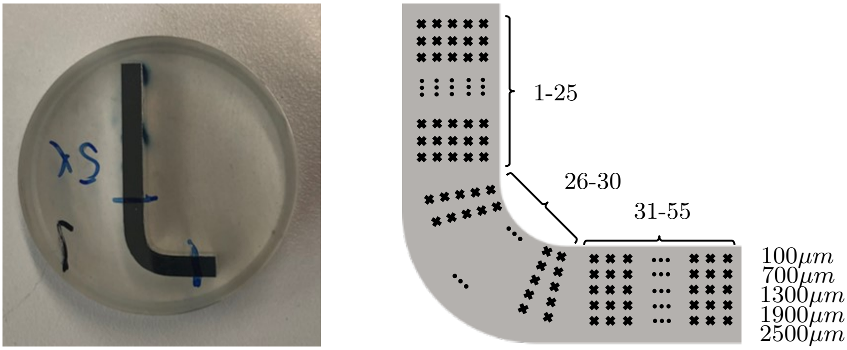


Abbildung 5.5: Proben aus dem Grundmaterial (links) und den versagenskritischen Stellen aus der Fahrschiene für die Mikrohärtemessung

Um den jeweils betrachteten versagenskritischen Bereich wurde ein engmaschiges Prüfraster gelegt. In der Abbildung 5.6a ist das eingebettete Prüfstück des Biegeradius der Fahrschiene dargestellt, daneben die untersuchten Messpositionen in fünf Reihen mit unterschiedlichem Abstand zur Innenkante des Biegeradius. Die instrumentierte Härtemessung wurde an jeweils 55 Messpunkten in den Abständen $100\,\mu m$, $700\,\mu m$, $1300\,\mu m$, $1900\,\mu m$ und $2500\,\mu m$ von der Innenkante durchgeführt. Die Ergebnisse der Mikrorhärtemessung im Bereich des Biegeradius sind in Abbildung 5.7 für die Martenshärte HM dargestellt. Hier ist ein Anstieg der Martenshärte im direkten Bereich des Biegeradius bei den Messpunkten 26−30 zu erkennen, insbesondere bei den beiden außenliegenden Messreihen in einem Abstand von $100\,\mu m$ und $2500\,\mu m$ zur Innenkante des Probekörpers. Bei den beiden angrenzenden Messreihen mit einem Abstand von $700\,\mu m$ und $1900\,\mu m$ zur Innenkante des Probekörpers ist dieser Effekt bereits weniger stark ausgeprägt. Bei der inneren Prüfreihe im Abstand $1300\,\mu m$ von der Innenkante des Radius ist keine signifikante Abweichung vom Referenzwert erkennbar. Die Zunahme der Mertenshärte ist sehr eng auf den Bereich des eigentlichen Biegeradius zwischen den Punkten $26 - 30$ begrenzt und flacht nach außen hin ab, bis die Werte wieder im Bereich der Referenzhärte von etwa $2000\,MPa$ liegen. Im Anhang C ist in Abbildung C.12 zusätzlich der elastische Eindringmodul $E_{IT}/(1 - \nu^2)$ angegeben. In der Abbildung 5.8 ist der mit einer Poissonzahl von $\nu = 0{,}3$ umgerechnete Wert des elastischen Eindringmoduls E_{IT} dargestellt. Hier ist keine signifikante Beeinflussung der elastischen Eigenschaften zu erkennen, der Referenzwert des elastischen Eindringmoduls liegt bei ca. $214\,000\,MPa$. Aus beiden Ergebnissen lässt sich ableiten, dass durch die Kaltumformung der Schiene und die damit verbundene Erhöhung der Härte bei gleichzeitig unverändertem elastischen Eindringmodul kein negativer Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit im Bereich des kaltverformten Biegeradius zu erwarten ist. Die im Biegeradius festgestellte Zunahme der Härte ist zwar deutlich, liegt jedoch nicht im Bereich eines spröden Materialverhaltens. Dies ist unter anderem auf die Eigenschaften des verwendeten Werkstoffs zurückzuführen. Wie in Abschnitt 2.3 beschrieben, zeichnet sich der $HX380LAD$ neben seiner hohen Zugfestigkeit durch eine ausgeprägte Fähigkeit zur plastischen Verformung aus. Der Werkstoff kann somit erhebliche Umformungen aufnehmen, ohne dabei spröde zu werden. Dazu trägt auch die feinkörnige Struktur des Werkstoffs bei. Die in Abbildung 5.6 dargestellte Härtezunahme deutet daher nicht auf eine Versprödung hin, sondern lässt vielmehr auf eine potenziell erhöhte Ermüdungsfestigkeit schließen. Dies unterstreicht die Eignung des Werkstoffs für Anwendungen bei zyklischer Belastung, bei denen sowohl Festigkeit als auch Verformbarkeit notwendig sind.



(a) Eingebettet Probe

(b) Messpositionen

Abbildung 5.6: Messpositionen bei der Mikrohärteprüfung an Probe aus dem Biegeradius

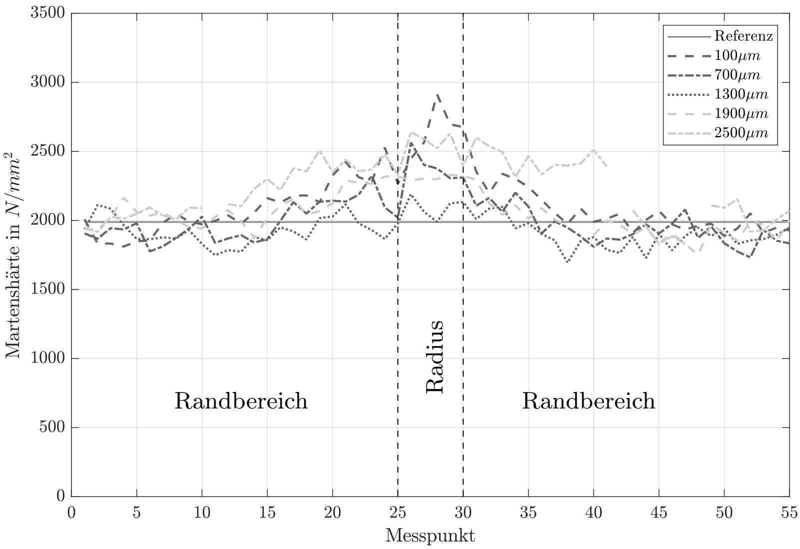


Abbildung 5.7: Martenshärte HM im Biegeradius der Schiene aus HX380LAD

Auch wenn ein direkter Vergleich des elastischen Eindringmoduls E_{IT} aus der Härtemessung mit dem Elastizitätsmodul E aus den statischen Zugversuchen nur bedingt möglich ist, zeigt sich hier doch eine deutliche Korrelation zwischen beiden Werten. Der elastische Eindringmodul liegt mit $E_{IT} = 214\,000\,MPa$ sehr nahe am E-Modul aus den quasi-statischen Zugversuchen mit $E = 217\,189\,MPa$, beide Werte auf Mittel-

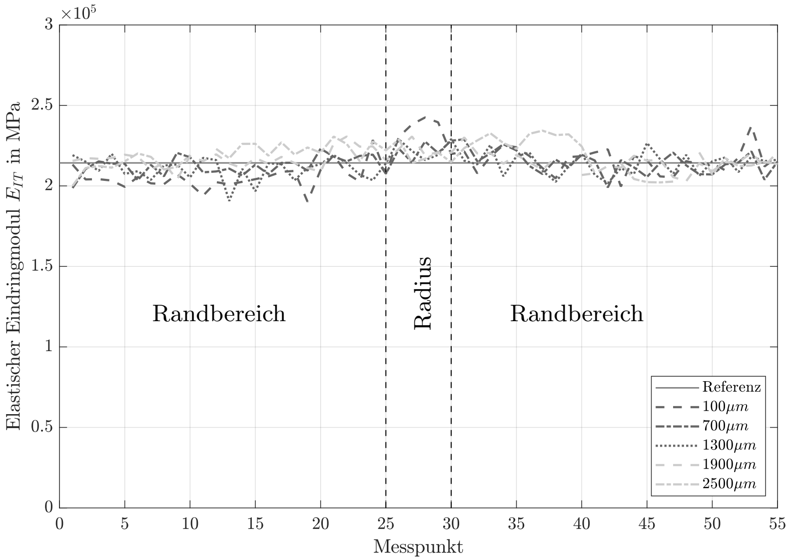


Abbildung 5.8: Elastischer Eindringmodul E_{IT} in MPa im Biegeradius der Schiene aus HX380LAD

wertniveau. Für den Bereich um die Stanzung A und um die Stanzung B wurden die Mikohärtemessungen analog in einem Raster um den Stanzradius durchgeführt. Hier konnte jedoch kein Einfluss auf die Martenshärte HM und auch kein Einfluss auf den elastischen Eindringmodul E_{IT} festgestellt werden. In Abbildung 5.9 ist der Verlauf der Martenshärte an verschiedenen Messpunkten in unterschiedlichen Abständen zur Innenkante der Stanzung A repräsentativ dargestellt. Die Darstellung der eigebetteten Proben des Stanzbereichs A und des Stanzbereich B sowie der jeweils geprüften Prüfraster sind in Anhang C angeben. Die weiteren Ergebnisse der instrumentierten Härtemessung sind in Anhang C beigefügt.

5.5 Röntgenographische Eigenspannungsbestimmung

5.5.1 Eigenspannungen

Unter Eigenspannungen werden Spannungen in einem Bauteil oder Volumen verstanden, das sich im Temperaturgleichgewicht befindet und auf das keine äußeren mechanischen Kräfte einwirken [Tietz 1982]. Aus diesen Eigenspannungen lassen sich innere Kräfte und Momente ableiten, die sich im mechanischen Gleichgewicht befinden [Macherauch et al. 2019]. Eigenspannungen können ebenso wie Lastspannungen durch einen Spannungstensor 3. Ordnung beschrieben werden [Macherauch et al. 2019]. Sie überlagern sich bei Belastung des Bauteils mit den auftretenden Lastspannungen und können so die Tragfähigkeit oder auch die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils beeinflussen. Die Einflüsse können sowohl positiv als auch negativ sein. Überlagern sich beispielsweise Druckeigenspannungen an einer versagenskritischen Stelle eines Bauteils mit dort unter äußerer Belastung wirkenden Zuglastspannungen, so kann die Tragfähigkeit des Bauteils erhöht werden. Treten dagegen an der gleichen Stelle Zu-

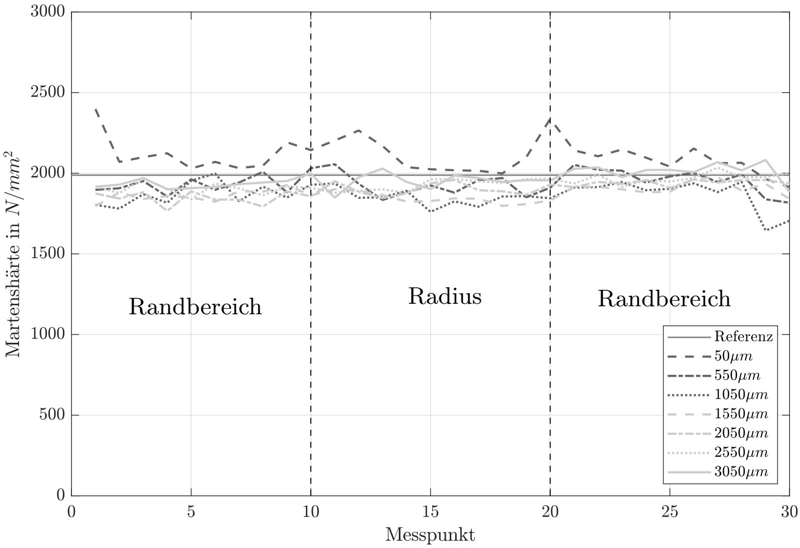


Abbildung 5.9: Martenshärte HM im Bereich der Stanzung A der Schiene aus HX380LAD

geigenspannungen auf, die sich mit den wirkenden Zuglastspannungen überlagern, ist mit einem vorzeitigen Versagen des Bauteils zu rechnen. Daher können Eigenspannungen auch explizit bei der Bemessung von Bauteilen genutzt werden. Für die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils sind vor allem die Oberflächeneigenspannungen von Bedeutung, da Ermüdungsrisse in vielen Fällen an der Oberfläche entstehen [Radaj et al. 2007]. Wie bereits beschrieben, können Druckeigenspannungen an der Oberfläche in der potentiellen Risszone die Rissentstehung verhindern oder zumindest verzögern. Eigenspannungen können daher gezielt genutzt werden, wie dies beispielsweise beim Kugelstrahlen der Fall ist [Schajer 2013].

Grundsätzlich entstehen Eigenspannungen durch Prozesse, die zu inhomogenen Verformungen oder inhomogenen Volumenänderungen führen. Solche Prozesse können nach [DIN EN 15305] mechanischer, thermischer oder auch chemischer Natur sein. Zu den mechanischen Prozessen zählen Oberflächenbehandlungen, Ziehen, Walzen, spanende Bearbeitung oder auch das Zusammenfügen eines Bauteils. Thermische Prozesse, die zu Eigenspannungen führen können, sind beispielsweise das Gießen, das Härten, das Stumpfschweißen oder die Wärmebehandlung von Stahl. Hier entstehen die Eigenspannungen in der Regel durch den Temperaturgradienten oder durch Phasenumwandlung. Im Bereich der chemischen Prozesse sind Oxidation, Korrosion oder elektrolytische Beschichtungen der Ursprung für Eigenspannungen [DIN EN 15305]. Es lässt sich somit festhalten, dass kein technisches Bauteil frei von Eigenspannungen ist, da jedes Bauteil einen oder mehrere eigenspannungverursachende Prozesse durchlaufen hat.

Bereits 1925 unterschied G. Masing [Masing 1925] je nach Bezugsgröße ihrer Wirkung im Bauteil drei Arten von Eigenspannungen.

- Eigenspannungen I. Art die sich homogen über größere Werkstoffbereiche, d. h. mehrere Körner bzw. Kristallite erstrecken und bei Störung des Gleichgewichts zu makroskopischen Formänderungen führen. Ihre inneren Kräfte sind in jedem Schnitt über den gesamten Querschnitt im Gleichgewicht.

- Eigenspannungen II. Art die in kleinen Bereichen, folglich ein Korn bzw. ein Kornbereich homogen sind und bei Störung des Gleichgewichts zu makroskopischen Formänderungen führen können. Ihre inneren Kräfte und Momente sind über hinreichend viele Körner im Gleichgewicht.
- Eigenspannungen III. Art die durch inhomogene Versetzungsreihen hervorgerufen werden und schon über kleinste Werkstoffbereiche, somit wenige Atombereiche variieren. Diese Art der Eigenspannung zieht keine makroskopischen Formänderungen nach sich.

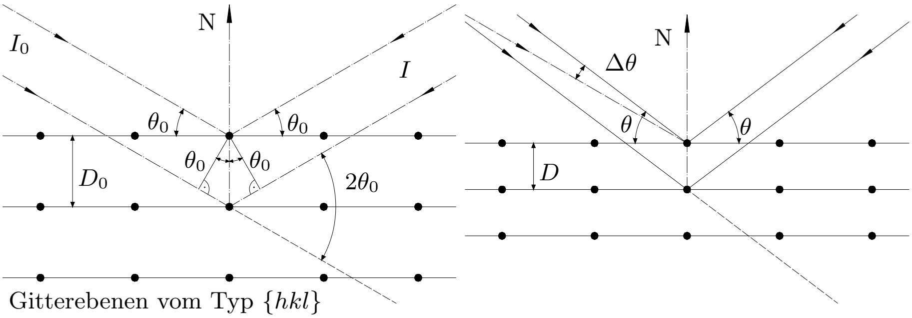
Eigenspannungen I. Art werden auch als makroskopische Eigenspannungen bezeichnet und die Eigenspannungen II. und III. Art werden als Mikroskopische Eigenspannungen zusammengefasst. In der Realität liegt immer eine Überlagerung aller Eigenspannungsarten vor [Forstner 2011].

Bei der experimentellen Bestimmung der Eigenspannungen muss zwischen zerstörenden und zerstörungsfreien Verfahren unterschieden werden. Bei den zerstörenden Verfahren, wie zum Beispiel bei dem Bohr- oder dem Zerlegeverfahren, wird die plastische Formänderung des Bauteils gemessen, die entsteht, wenn die Eigenspannung beim zerstören des Bauteils herausgelöst werden. Aus dieser Formänderung können somit Dehnungen respektive die Eigenspannungen ermittelt werden. Die röntgenographische Spannungsermittlung ist dagegen ein zerstörungsfreies Verfahren, das die Interferenzerscheinung von Röntgenstrahlen beim Auftreffen auf ein kristallines Material mit einem bestimmten Gitterabstand ausnutzt. Sind Eigenspannungen im System vorhanden, ändert sich dieser Gitterabstand [Doege et al. 2016]. Im folgenden Abschnitt 5.5.2 wird das Verfahren der röntgenographischen Spannungsermittlung näher beschrieben. Anschließend werden die Ergebnisse der röntgenographischen Eigenspannungsermittlung im vorliegenden Fall diskutiert.

5.5.2 Grundlagen der röntgenographische Eigenspannungsbestimmung

Die röntgenographische Eigenspannungsbestimmung beruht auf dem Prinzip der Röntgenbeugung (XRD), auch Röntgendiffraktometrie genannt, an den Netzebenen $\{hkl\}$ bzw. Gitterebenen $\{hkl\}$ einer Kristallstruktur. Dabei wird die Wechselwirkung von Röntgenstrahlung einer bestimmten Wellenlänge mit den Gitterpunkten des Kristallgitters ausgenutzt. Die Wellenlänge liegt in der Größenordnung der Abmessungen des untersuchten Kristallgitters [Macherauch et al. 2019] und die Eindringtiefe der Röntgenstrahlung meist in einem Bereich von $4 - 30\,\mu m$ [Doege et al. 2016]. Als Kristallstruktur oder Kristallgitter wird die Überlagerung von Gitter und Basis bezeichnet, wobei die Basis ein sich periodisch wiederholendes Muster von Atomen, Ionen oder Molekülen, oft als Punkt oder Gitterpunkt abgebildet, in einer festen Anordnung darstellt. Nach A. Bravis können alle Kristallstrukturen durch 14 verschiedene Gitter dargestellt werden. Netzebenen in einer Kristallstruktur können durch drei Gitterpunkte definiert werden. Ihre Lage im Kristallgitter kann durch die Miller-Indizes $\{hkl\}$ beschrieben werden und stellt die Parallelschar von gleichwertigen Netzebenen mit einem Netzebenenabstand D_{hkl} dar [Spieß et al. 2019].

Mit Hilfe der Röntgendiffraktometrie können verschiedenste Werkstoffeigenschaften bestimmt werden, wie z. B. qualitative und quantitative Phasenanalyse, Gitterstruktur- und Gitterkonstantenbestimmung, Texturen und auch Eigenspannungen, d. h. elastische Verformungen, die eine Änderung der Gitterabstände zur Folge haben [Macherauch et al. 2019].



(a) Teilweise Reflexion der Röntgenstahlen auf der Netzebene $\{hkl\}$ des unbeanspruchten Materials

(b) Veränderung der Beugungswinkels der Röntgenstahlen $\Delta\theta$ des Eigen- oder Lastspannungsbehafteten Materials

Abbildung 5.10: Röntgengenographische Ermittlung der Gitterdehnungen von eigen- bzw. lastspannungsbehaftetem Material

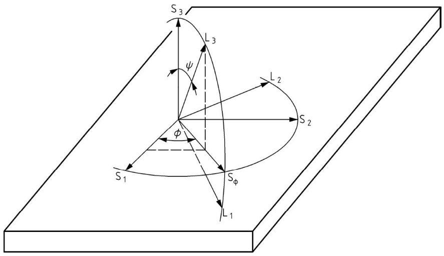
Werden Röntgenstrahlen aus einer Röntgenquelle auf ein Werkstück gestrahlt, so werden sie teilweise reflektiert. Diese reflektierten Strahlen interferieren miteinander. Ein Reflex bzw. eine konstruktive Interferenzerscheinung wird nur dann beobachtet, wenn die Bragg'sche Reflexionsbedingung erfüllt ist [Friedrich 2009]. Nach der Bragg'schen Reflexionsbedingung auch als Bragg'sche Interferenzbedingung (vgl. Gleichung 5.1) bezeichnet, gilt: Fällt ein Röntgenstrahl I_0 der Wellenlänge λ unter dem Winkel θ_0 auf Gitterebenen mit dem Abstand D_0 und den Miller-Indizes $\{hkl\}$, so tritt unter dem Winkel $2\theta_0$ bezogen auf I_0 der abgebeugte Strahl 1. Ordnung auf (vgl. Abbildung 5.10) [Macherauch et al. 2019].

$$2 \cdot D \cdot sin(\theta) = n \cdot \lambda \tag{5.1}$$

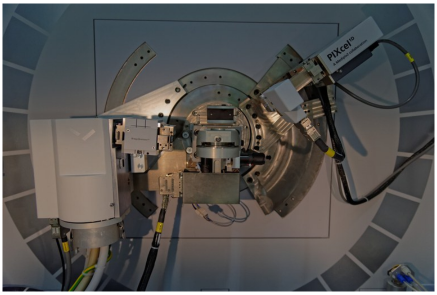
Die Wegdifferenz der von benachbarten Gitterpunkten abgebeugten Strahlen beträgt dann gerade die Wellenlänge oder das n-fache der Wellenlänge λ [Macherauch et al. 2019] (vgl. Gleichung 5.1). Eigenspannungen und auch Lastspannungen bewirken durch elastische Verformungen eine Änderung der Netzebenenabstände respektive eine Änderung des Beugungswinkels θ, die Interferenzlinien verschieben sich. Der Zusammenhang zwischen der Verschiebung $\Delta\theta$ und der Dehnung ε kann durch die Differenzierung der Bragg-Gleichung beschrieben werden [Friedrich 2009]. Es gilt:

$$\varepsilon = \frac{\Delta D}{D} = -\Delta\theta \cdot \cot\theta \tag{5.2}$$

In der Abbildung 5.10 ist die Reflexion von Röntgenstrahlen an einer Netzebenenschar $\{hkl\}$ dargestellt. In Abbildung 5.10a ist die Interferenzerscheinung aus der Reflexion der Röntgenstrahlen an den Netzebenen $\{hkl\}$ mit dem ursprünglichen Netzebenenabstand D_0 unter dem Winkel θ_0 des spannungsfreien Bauteils dargestellt. In Abbildung 5.10b ist das Bauteil unter Last- bzw. Eigenspannung dargestellt, bei dem bereits eine Änderung des Netzebenenabstandes auf D stattgefunden hat. Hier ist zusätzlich der Röntgenstrahl mit dem neuen Beugungswinkel θ sowie die Winkeländerung $\Delta\theta$ aus der Änderung des Netzebenenabstandes und damit der Verschiebung der Interferenzerscheinung abgebildet. Aus den Gitterverschiebungen können die Gitterdehnungen und mit Hilfe des verallgemeinerten Hook'schen Gesetzes die zugehörigen Spannungen bestimmt werden [Macherauch et al. 2019]. Zusätzlich ist zu erwähnen, dass zur Bestimmung des ursprünglichen Netzebenenabstandes ein Referenzmaterial benötigt wird [Doege et al. 2016].



(a) Grundlagen der Messrichtungen bei der Röntgendiffraktion nach [DIN EN 15305]



(b) Darstellung eines Röntgendiffraktometers aus [UniBW 2023]

Abbildung 5.11: Grundlagen der Röntgendiffraktion

Um nun den Eigenspannungszustand einer Probe bestimmen zu können, muss der Netzabstand D nicht nur für einen Winkel bestimmt werden, sondern über einen Bereich von veränderlichen ψ-Winkeln bei konstantem ϕ in $\sin^2\psi$ äquidistanten Schritten (vgl. Abbildung 5.11a). Durch Variation des Winkels ψ des Röntgenstrahls relativ zur Oberfläche der untersuchten Probe können die unterschiedlichen Gitterabstände D gemessen werden. Wird nun die ermittelten Netzebenenabstände D über dem jeweiligen Winkel $\sin^2\psi$ aufgetragen, so resultiert für isotrope, kristalline Materialien in der Regel eine lineare Abhängigkeit, aus deren Steigung und Achsenabschnitt sich die mittlere Spannung ableiten lässt. Dieses Verfahren wird als $\sin^2\psi$-Methode bezeichnet. Eine negative Steigung der Geraden D über $\sin^2\psi$ bedeutet es liegen Druckspannungen vor, eine positive Steigung verdeutlichen Zugspannungen. Ist die Steigung 0, liegt ein neutraler Spannungszustand vor [Spieß et al. 2019].

Die Änderung der Beugungswinkel θ (vgl. Abbildung 5.10) liegt je nach untersuchtem Spannungszustand zwischen $0{,}01^\circ - 0{,}5^\circ$ und dient als Grundlage für die Spannungsberechnung. Um trotz der kleinen Winkeländerung eine möglichst genaue Messung der Netzebenenabstände durchführen zu können, werden Interferenzlinien bei möglichst großen Beugungswinkeln θ nahe 90° (aus moderne Röntgenbeugung) gefordert. In der Praxis werden meist Beugungswinkel $\theta > 65^\circ$ verwendet [Spieß et al. 2019].

5.5.3 Ergebnisse der Eigenspannungsmessung

In dem in der vorliegenden Arbeit untersuchten Fall werden Eigenspannungen aus der Herstellung der Schiene insbesondere im kaltverformten Biegeradius (vgl. Abbildung 3.10) zwischen dem langen Schenkel und dem Steg der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs erwartet. In den Bereichen der Stanzung A und der Stanzung B (vgl.

Abbildung 3.9) sind dagegen kaum Eigenspannungen abzusehen. Die Ergebnisse der Härtemessung unterstützen diese Annahme zusätzlich. Denn nur im Bereich des Biegeradius ist ein deutlicher Anstieg der Härte aufgrund der plastischen Kaltverformung aus der Fertigung zu erkennen. Aufgrund der großen plastischen Verformung ist in diesem Bereich mit Eigenspannungen zu rechnen. Um dies zu überprüfen und zu quantifizieren, wurden sowohl numerische als auch experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Eigenspannungen in diesem Bereich durchgeführt. In diesem Kapitel wird nur auf die experimentellen Untersuchungen eingegangen. Die numerischen Untersuchungen zur Berücksichtigung der Eigenspannungen werden im Abschnitt 6.5 erläutert.

In den Abbildungen 5.12 und 5.13 sind sowohl die untersuchten Richtungen als auch die untersuchten Messpunkte $MP1$ und $MP2$ dargestellt. Es ist zu erkennen, dass im Scheitelpunkt des Biegeradius der ebene Eigenspannungszustand in beiden Richtungen jeweils in den äußeren Viertelspunkten bezogen auf die Dickenrichtung des Bleches ermittelt wurden.

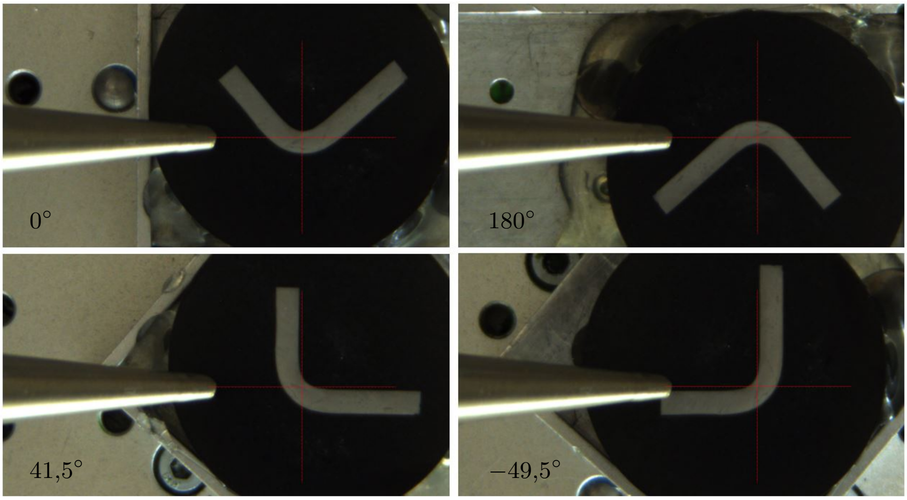


Abbildung 5.12: Winkel bei der Messung der Eigenspannung mit Hilfe der Röntgendiffraktion

Die Ergebnisse dieser röntgenographischen Eigenspannungsbestimmung mittels Röntgendiffraktometer auf Basis der Röntgenbeugung sind in Tabelle 5.1 dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass im Biegeradius der äußere Messpunkt $MP1$ nahezu frei von Eigenspannungen ist. Die Zugeigenspannungen von lediglich $\sigma_E = 56\,MPa$ mit einer Standardabweichung von $\pm 18\,MPa$ liegen in einem nicht signifikanten Bereich. Wird Messpunkt $MP2$, d. h. der im Biegeradius innen liegende Messpunkt betrachtet, so ergeben sich für die Richtung 0° bzw. 180° deutlich erkennbare Druckeigenspannungen von $\sigma_{E0^\circ} = -141\,MPa$ bzw. $\sigma_{E180^\circ} = -141\,MPa$. Da im vorliegenden Lastfall das Shuttle-Fahrzeug den Steg der Fahrschiene als Lauffläche nutzt, damit den Winkel öffnet und somit Zuglastspannungen im innenliegenden Bereich des Biegeradius verursacht, wirken sich die vorhandenen Druckeigenspannungen in diesem Fall positiv auf die Ermüdungsfestigkeit des Bauteils aus. Darüber hinaus sind oberflächenna-

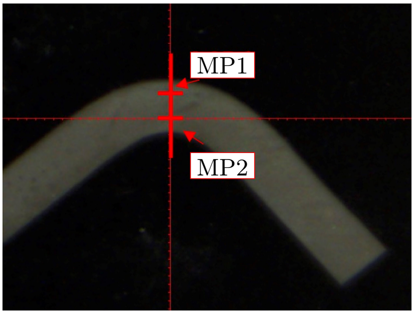


Abbildung 5.13: Messpositionen MP1 und MP2 bei der Messung der Eigenspannung mit Hilfe der Röntgendiffraktion

he Druckeigenspannungen vorteilhaft, da sie Zugspannungen, die zur Rissinitiierung und zum Risswachstum von Ermüdungsrissen beitragen, entgegenwirken, da diese zunächst abgebaut werden müssen. Zusätzlich kann gesagt werden, dass allgemein die Eigenspannungsempfindlichkeit M_E wie in Abbildung 2.16 beschrieben, erst für Werkstoffe mit $R_m > 500\,MPa$ relevant wird. Die Zugfestigkeit des vorliegenden $HX380LAD$ liegt etwas darunter.

Tabelle 5.1: Ergebnisse der röntgenographischen Eigenspannungsmessung an den Messpunkten in die Richtungen $\theta = 0°$,$\theta = 180°$, $\theta = 41{,}5°$ und $\theta = -49{,}5°$ der Schiene aus HX380LAD

Messpunkt	ϕ	Eigenspannungen in MPa	Standardabweichung in MPa
MP1	0°	22	±16
	180°	56	±18
	41,5°	−12	±12
	−49,5°	−12	±15
MP2	0°	−141	±13
	180°	−184	±16
	41,5°	−77	±14
	−49,5°	−73	±16

Es ist jedoch zu beachten, dass die Messpunkte nicht an der Oberfläche liegen. Somit konnten nur die Eigenspannungen an den äußeren Viertelpunkten in Blechdickenrichtung ermittelt werden. Da für die Ermüdungsbetrachtung die Eigenspannungen an der Oberfläche relevant sind, werden in Abschnitt 6.5 zusätzlich numerische Simulationen zur Eigenspannungsermittlung durchgeführt. Ziel ist es, die Eigenspannungsverteilung über den gesamten Querschnitt besser zu untersuchen und damit die Größe der Eigenspannungen an der Außen- und Innenkante des Profils im Biegeradius abzuschätzen. Die Messpunkte aus der experimentellen Untersuchung dienen dabei auch zur Validierung der numerischen Untersuchung.

5.6 Rauheitsmessung

5.6.1 Grundlagen der Rauheitsmessung

Es ist nicht möglich, ein Bauteil oder Werkstück mit einer geometrisch idealen Oberfläche herzustellen. Durch die Fertigung entstehen regelmäßige oder unregelmäßige Unebenheiten, die eine Abweichung von der idealen Oberfläche darstellen [Wittel et al. 2021]. Die Gesamtheit aller Abweichungen der Ist-Oberfläche von der geometrischen, tatsächlich vorliegenden Oberfläche wird nach [DIN 4760] als Gestaltabweichung definiert. Die Rauheit der Oberfläche wird dabei als Gestaltabweichung 3. bis 5. Ordnung bezeichnet und überlagert sich mit der Formabweichung, die auch als Gestaltabweichung 1. Ordnung bezeichnet wird, und der Welligkeit, die als Gestaltabweichung 2. Ordnung definiert ist (aus [DIN 4760]).

Die Methoden zur Erfassung der Oberflächenbeschaffenheit können in drei allgemeine Klassen gegliedert werden. In linienhafte Profilmessmethoden, flächenhafte Topographiemessmethoden und flächenintegrierende Methoden. Linienhafte Profilmessmethoden erzeugen zweidimensionale topographische Profile $z(x)$, die die Profilhöhe z entlang der Profillinie x darstellen. Zu den Messmethoden gehören das Tastschnittverfahren, frühe Versionen des Phasenschiebeinterferometers, die optische Differenzprofilometrie und die interferometrische Rundheitsprofilmessung. Flächenhafte topographische Messmethoden, bei denen ein dreidimensionales topographisches Abbild der Oberfläche $z(x,y)$ erzeugt wird, d. h. die Profilhöhe z entlang der zwei voneinander unabhängigen Variablen (x,y). Zu den Messmethoden gehören das Tastschnittverfahren, die konfokale Mikroskopie, die Streifenlichtprojektion, die fokusvariable Mikroskopie und viele andere. Zu den flächenintegrierenden Verfahren, die einen repräsentativen Teil der Oberfläche messen und numerische Ergebnisse erzeugen, die von den flächenintegrierenden Eigenschaften der Oberflächentopographie abhängen, gehören die totalintegrierende Lichtstreuung, die winkelaufgelöste Lichtstreuung oder die pneumatische Messung [DIN EN ISO 25178-6].

Im vorliegenden Fall ist eine Linienprofilmessmethode zur Bestimmung der Oberflächenbeschaffenheit ausreichend. Das z. B. mit dem Tastschnittverfahren ermittelte Oberflächenprofil wird zur Bestimmung der Rauheitskenngrößen wie Ra, Rz oder Rq verwendet. Dazu wird die Oberfläche eines Bauteils mit einer Diamantspitze in einer Linie mit konstanter Geschwindigkeit abgetastet und so ein Profil der Oberfläche erzeugt [Bürger 2020]. Dieses so ermittelte Profil wird als Primärprofil bezeichnet (vgl. [Labisch et al. 2020]) und stellt eine Überlagerung verschiedener Profile dar, die durch geeignete Filter voneinander getrennt werden können. So resultiert das Welligkeitsprofil und auch das Rauheitsprofil, aus dem die Rauheitsparameter bestimmt werden können [Marxer et al. 2021]. Diese Kenngrößen beziehen sich immer auf die einzelne Messstrecke li, die Bestandteil der Messstrecke ln ist. Die Messstrecke wird von der Vor- und Nachlaufstrecke umschlossen [Marxer et al. 2021].

Zur Ermittlung der Rauheitskenngrößen ist zunächst die Mittellinie des Profilschnittes zu bestimmen. Die Mittellinie teilt das Rauheitsprofil so, dass die Summe der werkstofferfüllten Flächen (Spitzen) A_o oberhalb der Mittellinie gleich der Summe der werkstofffreien Flächen (Täler) A_u unterhalb der Mittellinie ist [Wittel et al. 2021]. Nach [DIN EN ISO 21920-2] werden die Rauheitskenngrößen wie folgt bestimmt. Die

Werte beziehen sich immer auf die Einzelmessstrecke li, für die dann der Mittelwert aus den in der Regel fünf Einzelmessstrecken li der Gesamtmessstrecke ln ermittelt und angegeben wird.

- R_v beschreibt das größte Profiltal, somit den größten Abstand von der Mittellinie zum tiefsten Tal des Rauheitsprofils.
- R_p beschreibt die größte Profilspitze, folglich den größten Abstand von der Mittellinie zur höchsten Spitze des Rauheitsprofils.
- R_z beschreibt die größte Höhendifferenz vom tiefsten Tal zur höchsten Spitze des gesamten Rauheitsprofils .
- R_a ist der arithmetische Mittelwert der absoluten Beträge der Abweichungen des Rauheitsprofils von der Mittellinie .
- R_q wird ermittelt als Mittelwert aus allen quadrierten Abweichungen des Rauheitsprofils von der Mittellinie.

5.6.2 Ergebnisse der Rauheitsmessung

Die Messungen der Oberflächenrauheit wurden an der Fachhochschule Kaiserslautern im Fachgebiet Werkstoffkunde und Werkstoffprüfungen durchgeführt. Untersucht wurde die Oberfläche in Profildickenrichtung der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs im Steg des langen Schenkels bei Stanzung A (vgl. Abbildung 3.9). Dieser Bereich ist von Bedeutung, da hier fertigungsbedingt höhere Rauheitswerte zu erwarten sind als im übrigen Bereich der verzinkten Oberfläche der Fahrschiene. In Abbildung 5.14 ist der untersuchte Ausschnitt der Stanzung A dargestellt, erkennbar ist die Stanzfläche in Profildickenrichtung. In dieser vergrößerten Darstellung ist im oberen helleren Bereich der geschnittene Flächenanteil und im unteren dunkleren Bereich der abgescherte Flächenanteil aus dem Stanzprozess sichtbar. Bereits hier ist zu verzeichnen, dass die geschnittene Oberfläche etwas gleichmäßiger wirkt. In Abbildung 5.15 ist das ermittelte Rauheitsprofil des abgescherten Oberflächenanteils der Stanzung dargestellt. Im Anhang D ist das Rauheitsprofil der geschnittenen Oberfläche der Stanzung beigefügt.

In den Tabellen 5.2 und 5.3 sind die Rauheitsparameter Ra, Rq und Rz angegeben. Zusätzlich ist der verwendete Gauß-Filter aufgelistet, der zur Filterung des Oberflächenprofils verwendet wurde. Die Werte verdeutlichen nochmals die bereits visuell erkennbare Annahme, dass der Bereich der geschnittenen Oberfläche in der Stanzung weniger rau ist als der gescherte Bereich der Oberfläche der Stanzung.

Tabelle 5.2: Rauheitskenngrößen aus der Rauheitsmessung der geschnittenen Oberfläche an Stanzung A der Schiene aus HX380LAD

Rauheitswert		Gauß-Filter
Ra	0,942 μm	0,8 mm
Rq	1,151 μm	0,8 mm
Rz	7,430 μm	0,8 mm

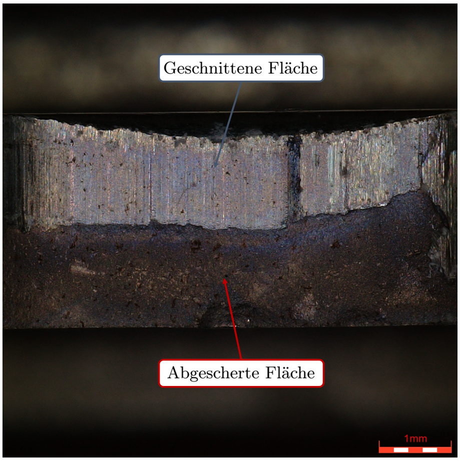


Abbildung 5.14: Darstellung der geschnittenen und abgescherten Oberfläche der Stanzung A der Schiene aus HX380LAD aus der Rauheitsmessung

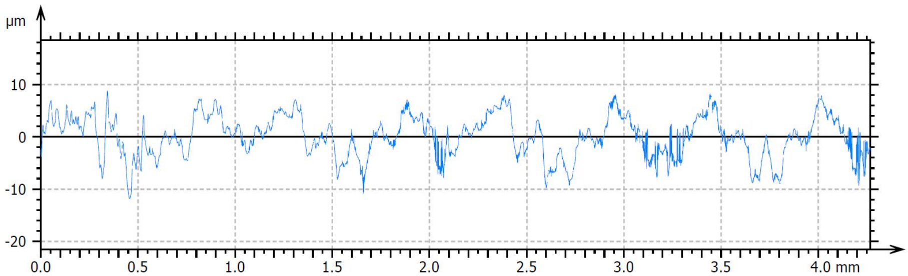


Abbildung 5.15: Ergebnis der Rauheitsmessung an der abgescherten Oberfläche der Stanzung A der Schiene aus HX380LAD - Rauheitsprofil

Tabelle 5.3: Rauheitskenngrößen aus der Rauheitsmessung der abgescherten Oberfläche an Stanzung A der Schiene aus HX380LAD

Rauheitswert		Gauß-Filter
Ra	$2{,}567\,\mu m$	$0{,}8\,mm$
Rq	$3{,}192\,\mu m$	$0{,}8\,mm$
Rz	$15{,}428\,\mu m$	$0{,}8\,mm$

Die Ergebnisse zeigen, dass der geschnittene Oberflächenbereich der Stanzung die kleineren Rauheitskennwerte aufweist als der abgescherte Bereich. Während der abgescherte Oberflächenbereich einen Wert von $Rz = 15{,}428\,\mu m$ aufweist, liegt der Wert für den geschnittenen Oberflächenbereich nur bei $Rz = 7{,}430\,\mu m$. Zwischen den beiden Werten liegt ein Faktor von etwas mehr als 2. Da, wie bereits im Abschnitt 2.2.5 beschrieben, der Einfluss der Oberflächenrauheit auf die Ermüdungsfestigkeit von Relevanz ist und die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] auch eine Möglichkeit bietet, diese zu berücksichtigen, ist hier der Rauheitswert aus der gescherten Oberfläche maßgebend. Die vollständigen Ergebnisse der Rauheitsmessung sind im Anhang D aufgeführt.

5.7 Zwischenfazit den experimentellen Voruntersuchung

Mit den Abschnitten 5.4, 5.5 und 5.6 sind die Voruntersuchungen in der vorliegenden Arbeit abgeschlossen. An den in Tabelle 3.1 identifizierten potentiellen varsagenskritischen Nachweisstellen der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs eines automatisierten Hochregallagers wurden die Härte, die vorhandenen Eigenspannungen und die Oberflächenbeschaffenheit experimentell untersucht. Das Grundprinzip des Kerbdehnungskonzeptes (vgl. Abschnitt 2.4.5) besagt, dass sich eine aus dem versagenskritischen Bereich herausgetrennte, ungekerbte Probe hinsichtlich Lebensdauer und Verformung genauso verhält wie das Bauteil selbst, sofern die Beanspruchung, d. h. Spannung und Dehnung, an der Probe mit der an der versagenskritischen Stelle im Bauteil übereinstimmt. Es handelt sich somit um ein werkstoffprobenbasiertes Konzept. Da in Tabelle 3.1 drei kritische Nachweisstellen identifiziert wurden und die zyklischen Versuche für jede potentielle Nachweisstelle einen immensen Versuchsaufwand bedeuten, liegt eine Voruntersuchung nahe, mit deren Hilfe eine Reduzierung des Versuchsumfangs der statischen und insbesondere der zyklischen Versuche (vgl. Abschnitt 5.1) realisiert werden kann. Dazu muss der Werkstoff an diesen Nachweisstellen untersucht und charakterisiert werden, um eine fertigungsbedingte Beeinflussung des Werkstoffes im Vergleich zum unbeeinflussten Grundwerkstoff festzustellen bzw. auszuschließen.

Um eine Veränderung der Härte bzw. der elastischen Eigenschaften des Werkstoffes durch die Herstellung respektive die Kaltverformung oder das Stanzen zu erfassen, wurden im Abschnitt 5.4 Mikrohärteprüfungen durchgeführt. Dabei wurde lediglich eine signifikante Erhöhung der Martenshärte HM im Bereich des kaltverformten Biegeradius von $R = 3\,mm$ (vgl. Abbildung 3.10) festgestellt, die jedoch nicht bis in den Bereich spröden Werkstoffverhaltens reicht. Eine Änderung der elastischen Werkstoffeigenschaften wurde an keiner der potentiellen Nachweisstellen festgestellt. Da sich die Zunahme der Härte, insbesondere im Randbereich des Biegeradius und unter der gegebenen Belastung der Fahrschiene, positiv auf das Ermüdungsverhalten des Bauteils auswirkt, kann festgestellt werden, dass negative Einflüsse aus dem Herstellungsprozess der Schiene in Bezug auf die Härte des Werkstoffs in Kombination mit der Ermüdungsfestigkeit unwahrscheinlich sind. Somit kann aus Sicht der Härteprüfung auf eine Differenzierung der versagenskritischen Stellen und des Grundwerkstoffs verzichtet werden und eine zyklische Prüfung des Grundwerkstoffs ist im vorliegenden Fall ausreichend.

Im Abschnitt 5.5 wurden zusätzlich für den kaltumgeformten Bereich Untersuchungen zu den vorhandenen Eigenspannungen durchgeführt. Da Eigenspannungen eine bedeutende Rolle bei der Ermüdungsfestigkeit spielen (vgl. Abschnitt 5.5.1) und diese signifikant beeinflussen können, wurde der Bereich der Kaltumformung untersucht, in dem die größten Eigenspannungen aus der Herstellung zu erwarten sind. Dazu wurden die vorhandenen Eigenspannungen im Biegeradius in den beiden äußeren Viertelspunkten in Blechdickenrichtung ermittelt. Es ergaben sich geringfügige Druckeigenspannungen im inneren Viertelspunkt $MP2$ und keine nennenswerten Zugeigenspannungen im äußeren Viertelspunkt $MP1$. Zudem scheinen die Eigenspannungen an den Messpunkten den Lastspannungen bezogen auf das Vorzeichen entgegen zu wirken. Da die Eigenspannungen an der Oberfläche und nicht im Inneren des Bleches sowohl für die Ermüdungsbetrachtung selbst als auch für das weitere Vorgehen bei den experimentellen Untersuchungen von Bedeutung sind, wird an dieser Stelle bereits auf die numerischen Untersuchungen vorgegriffen. Dabei hat die Eigenspannungsermittlung aus dem Abschnitt 6.5 in Kombination mit der Untersuchung der maßgebenden Nachweisstelle in Bezug auf die Beanspruchung ergeben, dass die vorhandenen Eigenspannungen in Kombination mit den vorhandenen Lastspannungen an der Oberfläche im kaltverformten Biegeradius in einem für die Betrachtung der gesamten Fahrschiene nicht relevanten Bereich liegen. Alle diese Untersuchungen untermauern somit die aus den experimentellen Voruntersuchungen abgeleitete These, dass das Material aus dem Herstellungsprozess keine für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept relevanten bzw. negativen Einflüsse erfahren hat und somit für die Durchführung der quasi-statischen und zyklischen experimentellen Untersuchungen keine Unterscheidung zwischen dem Grundmaterial und dem Material an den potentiellen Versagensstellen nach Tabelle 3.1 erforderlich ist. Damit kann der verbleibende Umfang des Versuchskonzepts auf 25 % reduziert werden.

Ein weiterer Bestandteil der Voruntersuchungen war die Charakterisierung der Oberflächenbeschaffenheit der Stanzflächen der Schiene. Hierbei wurde die Stanzfläche in Dickenrichtung der Schiene an der Stanzung mit dem kleinsten Radius (Stanzung A) untersucht, da hier fertigungsbedingt höhere Rauheiten zu erwarten sind als im Rest der verzinkten Fahrschiene. Außerdem liegt diese gestanzte Fläche im Bereich der potentiellen Ermüdungsrissbildung, was ebenfalls einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit des Werkstoffes haben kann. Die Rauheitsmessung hat gezeigt, dass der gescherte Oberflächenanteil der Stanzfläche eine höhere Rauheit aufweist als der geschnittene Oberflächenanteil. Daher wird im Nachweiskonzept empfohlen, den schlechteren Wert, d. h. die höhere Rauheit für die Bemessung zu verwenden. In den folgenden Abschnitten werden die experimentellen Untersuchungen nur an Proben durchgeführt, die aus dem Grundwerkstoff herausgelöst wurden.

5.8 Statische Zugversuche

5.8.1 Versuchsdurchführung

Die Zugversuche der vorliegenden Arbeit wurden auf einer servohydraulischen Prüfmaschine nach DIN 6892-1 im Labor für Konstruktiven Ingenieurbau der Technischen Universität Kaiserslautern durchgeführt. Die Dehnungsmessung sowie die Versuchsregelung erfolgte mit einem Videoextensometer. Der genaue Versuchsaufbau ist im

Abschnitt 5.3 beschrieben. Durch den Einsatz eines berührungslosen Videoextensometers ist die Versuchsdurchführung nach Verfahren A1 im geschlossenen Regelkreis nach [DIN EN ISO 6892-1] möglich. Der Vorteil dieses Verfahrens liegt darin, dass für verschiedene Versuchsbereiche die Dehngeschwindigkeiten zur Bestimmung der jeweiligen Kennwerte variiert werden. Dies hat den Effekt, dass die Messunsicherheiten der Prüfergebnisse insbesondere bei dehngeschwindigkeitsabhängigen Kennwerten minimiert werden können und somit für jeden Prüfabschnitt die geeignete Dehngeschwindigkeit zur Bestimmung des jeweiligen Kennwertes des Zugversuches verwendet wird. Darüber hinaus ist bei der Messung mit dem Videoextensometer eine kontinuierliche Messung der Dehnung über den gesamten Versuchszeitraum im verjüngten Bereich der Flachproben möglich, so dass auch Werte wie die Bruchdehnungen genau bestimmt werden können. Bei Verfahren A ist jedoch darauf zu achten, dass beim Umschalten zwischen den Dehngeschwindigkeiten der Teilbereiche oder beim Umschalten auf eine andere Regelungsart keine Unstimmigkeiten in der Spannungs-Dehnungs-Kurve auftreten. Dies ist hier der Fall, wie die im Anhang E dargestellten Diagramme der Spannungs-Dehnungs-Kurven der sechzehn hier durchgeführten Zugversuche zeigen.

5.8.2 Ermittlung der quasi-statischen Kennwerte

Da die Darstellung aller sechzehn durchgeführten Versuche in einem Diagramm sehr unübersichtlich ist, werden in der Abbildung 5.16 zunächst die Spannungs-Dehnungs-Kurven der Versuche V1 bis V4 sowie der Mittelwert aus allen sechzehn Versuchen als Referenzgraph dargestellt. Es ist eine gute Übereinstimmung der Kurven zu erkennen (vgl. Abbildung 5.16). Die Spannungs-Dehnungs-Kurven der übrigen Versuche, jeweils zu vier Versuchen und dem Referenzgraph zusammengefasst, sind im Anhang E dargestellt. Auch hier ist eine gute Übereinstimmung der Kurven festzustellen.

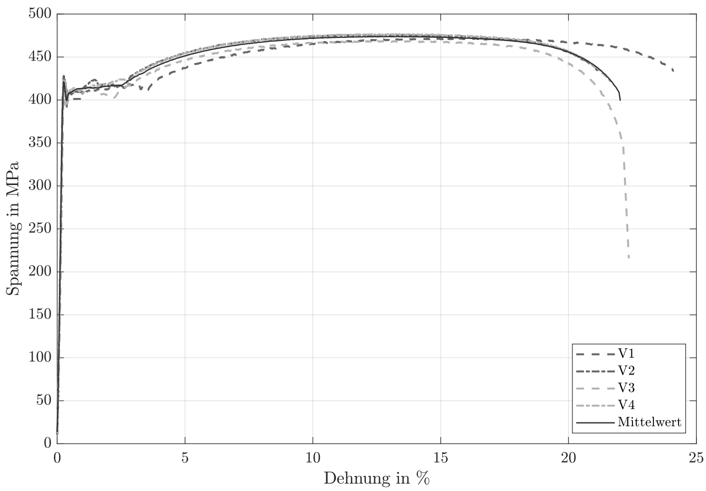


Abbildung 5.16: Darstellung der Spannungs-Dehnungs-Kurve aus den Zugversuchen V1 bis V4 sowie dem Mittelwert aus allen 16 Versuchen mit HX380LAD

Die wichtigsten Ergebnisse der Zugversuche sind in der Tabelle 5.4 als Mittelwerte und in der Tabelle 5.5 als charakteristische Werte angegeben. Die Ermittlung der charakteristischen Materialkennwerte erfolgt nach [DIN EN ISO 6892-1], [DIN EN 1990] sowie nach Abschnitt 2.5.1 und 2.5.2 dieser Arbeit unter der Annahme normalverteilter Versuchsergebnisse. Dabei wird nach [DIN EN 1990] ein k-Wert von $k = 1{,}824$ für $n = 16$ Versuche verwendet. Der Eurocode 0 [DIN EN 1990] setzt hierbei ein Konfidenzniveau von 75 % bei unbekannter Varianz voraus (vgl. Abschnitt 2.5.3). Anhand der vorliegenden Ergebnisse kann festgestellt werden, dass die Streckgrenze mit $R_{eH} = 417{,}19\,MPa$ (Nennwert $R_{eH} = 380 - 480\,MPa$), die Zugfestigkeit $R_m = 469{,}65\,MPa$ (Nennwert $R_m = 440 - 560\,MPa$) sowie der E-Modul $E = 206\,451\,MPa$ (Nennwert EC $E = 210\,000\,MPa$, FKM $E = 206\,000\,MPa$) alle im Bereich der angegebenen Nenneigenschaften eines $HX380LAD$ liegen. Der Stahl $HX380LAD$ kann als mikrolegierter Stahl mit hoher Streckgrenze für die Kaltumformung klassifiziert werden. Die Einzelergebnisse aller Versuche sowie weitere aus den Zugversuchen ermittelte Werkstoffeigenschaften sind im Anhang E aufgeführt.

Tabelle 5.4: Zusammenfassung der Ergebnisse der Zugversuche mit HX380LAD auf Mittelwertniveau

Mittelwertniveau			
Streckgrenze	R_{eH}	423,26	MPa
0,2%-Dehngrenze	$R_{p0,2}$	404,55	MPa
Zugfestigkeit	R_m	474,77	MPa
Elastizitätsmodul	E	217189	MPa
Fließdehnung	ε_{ReH}	0,25739	%
Bruchdehnung	ε_{Rm}	13,1377	%
Gleichmaßdehnung	A_g	12,9190	%

Tabelle 5.5: Zusammenfassung der Ergebnisse der Zugversuche mit HX380LAD auf charakteristischem Niveau

Charakteristisches Niveau			
Streckgrenze	R_{eH}	417,19	MPa
0,2%-Dehngrenze	$R_{p0,2}$	390,43	MPa
Zugfestigkeit	R_m	469,65	MPa
Elastizitätsmodul	E	206451	MPa
Fließdehnung	ε_{ReH}	0,23290	%
Bruchdehnung	ε_{Rm}	11,7068	%
Gleichmaßdehnung	A_g	11,4927	%

Wie bereits in Abschnitt 2.3 beschrieben führt die chemische Zusammensetzung des mikrolegierten $HX380LAD$ Stahls zu einem hochfesten Werkstoff mit einer hohen Zugfestigkeit bei gleichzeitig gutem plastischen Verformungsvermögen und hoher Bruchdehnung. Dies ist auch in Abbildung 5.16 zu erkennen. Der Mittelwert der Zugfestigkeit liegt bei $R_m = 474{,}77\,MPa$ und die plastische Dehnungen reichen bis in einen Bereich um die 20 % Dehnung. Dies gilt für alle sechzehn Versuche gleichermaßen (vgl. Abbildungen E.1 bis E.4 in Anhang E). Damit ist der Werkstoff für den vorliegenden Anwendungsfall geeignet.

5.9 Spannungsgeregelte Wöhlerversuche

5.9.1 Versuchsdurchführung

Die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] gibt bei der Ermittlung der Dauerfestigkeit neben der rechnerischen Abschätzung auch die Möglichkeit der experimentellen Ermittlung der Dauerfestigkeit. Hinweise zur Durchführung oder Auswertung der Dauerfestigkeitsversuche werden im Regelwerk aber nicht gegeben. In der [DIN 50100] werden Empfehlungen zur Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile genannt. Die Dauerfestigkeitsversuche sind alle mit Hilfe einer servo-hydraulischen Prüfmaschine im Labor für Konstruktiven Ingeanieurbau an der Technischen Universität Kaiserslautern geprüft worden (vgl. Abschnitt 5.3). Einer der verbreitetsten Methoden zur Ermittlung der Langzeitfestigkeit ist das Treppenstufenverfahren. Essentiell beim Treppenstufenverfahren ist das Ergebnis des vorangegangen Versuches. Nach einem Ausfall des vorangegangenen Versuches, wird im nächsten Versuch auf einem niedrigerem Lasthorizont geprüft. Liegt ein Durchläufer vor, wird der nächste Versuch auf dem nächstgrößeren Lasthorizont durchgeführt. Daraus entsteht die treppenstufenartige Versuchsdruchführung, die zur Folge hat, dass sich die Versuchsergebnisse um den Mittelwert der Langzeitfestigkeit einpendeln. Die Folge kann sich dabei sowohl von oben als auch von unten an den Mittelwert annähern. Während für die Ermittlung des Mittelwerts bereits eine geringe Anzahl an Proben ausreicht, ist für die erwartungsgetreue Ermittlung der Standardabweichung ein deutlich größerer Stichprobenumfang notwendig. Nach [DIN 50100] ist der Abstand der Treppenstufen so zu wählen, dass auf $1-3$ Laststufen sowohl Brüche als auch Durchläufer liegen. Es wird empfohlen den Stufensprung nach Gleichung 5.3 in Abhängigkeit des Standardabweichung der Grundgesamtheit $s_{logL,GG}$ zu wählen.

$$d = 10^{s_{logL,GG}} \tag{5.3}$$

Liegen keine Erfahrungswerte vor sind in [DIN 50100] typische Werte für die Standardabweichung der Grundgesamtheit $s_{logL,GG}$ gegeben. Für den vorliegenden Fall ermittelt sich der Stufensprung d entsprechend Gleichung 5.4.

$$d = 10^{s_{logL,GG}} = 10^{0{,}025} = 1{,}059 \tag{5.4}$$

Die einzelnen Lasthorizonte können dann nach Gleichung 5.5 ermittelt werden. Der Wert d entspricht somit dem logarithmischen Stufenabstand, d. h. einem Faktor zwischen den Lasthorizonten.

$$L_i = L_{aL,NG} \cdot (d)^i \tag{5.5}$$

$L_{aL,NG}$ entspricht der abgeschätzten Langzeitfestigkeit. Diese wurde hier zu $L_{aL,NG} = 170\,MPa$ angenommen. Als Starthorizont auf dem die Versuchsreihe begonnen wird, wurde ebenfalls zu $L_i = 170\,MPa$ festgelegt. Die nächsten Lasthorizonte werden entsprechend Gleichung 5.5 ermittelt. In Tabelle 5.6 sind die Lasthorizonte dieser Versuchsreihe aufgelistet. Es ist zu erkennen, dass es sich bei dem Versuch auf Lasthorizont $L_i = 170\,MPa$ um einen Durchläufer handelt. Dementsprechend wird der nächste Versuch auf dem nächstgrößeren Lasthorizont durchgeführt. Dieser ermittelt sich entsprechend Gleichung 5.5 zu $L_1 = 170\,MPa \cdot (1{,}059)^1 = 180\,MPa$. An Hand dieses Vorgehens wurde mit allen Versuchen dieser Versuchsreihe vorgegangen. Zu einem ersten Bruch kam es bei Versuch 6 auf einem Lasthorizont von 225,00 MPa.

Tabelle 5.6: Versuchsergebnisse aus den spannungsgeregelten Treppenstufenversuchen der Proben aus HX380LAD

Versuchsnummer	Versuchshorizont	Versuchsausgang	Lastwechsel
-	in MPa	-	-
1	170,00	Durchläufer	1 000 000
2	180,00	Durchläufer	1 000 000
3	190,00	Durchläufer	1 000 000
4	201,67	Durchläufer	1 000 000
5	213,33	Durchläufer	1 000 000
6	225,00	Bruch	942 061
7	213,33	Durchläufer	1 000 000
8	225,00	Bruch	971 796
9	213,33	Durchläufer	1 000 000
10	225,00	Bruch	985 625
11	213,33	Durchläufer	1 000 000
12	225,00	Bruch	965 849

5.9.2 Ermittlung der Dauerfestigkeit nach dem Treppenstufenverfahren

Generell ist bei der Auswertung zu beachten, dass bei Versuchen im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit von einer logarithmischen Normalverteilung der Ergebnisse ausgegangen werden kann. Das bedeutet, dass die logarithmierten Versuchsergebnisse, z. B. der logarithmierte Lasthorizont $\lg(L_a)$ oder die logarithmierte Schwingspielzahl $\lg(N)$, einer Normalverteilung folgen. Für die Auswertung der Dauerfestigkeit nach dem Treppenstufenverfahren werden in der Literatur [Müller 2015], [Ellmer 2019] ein Überblick über die verschiedene Verfahren gegeben. Diese unterscheiden sich unter anderem in der Anzahl der erforderlichen Versuche, den möglichen verwertbaren Versuchsergebnissen sowie der Aussagekraft des Schätzers für den Erwartungswert und die Standardabweichung. Unterschieden werden die Verfahren nach DIXON und MOOD [Dixon et al. 1948], nach HÜCK [Hück 1983], nach Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974] und nach der Maximum-Likelihood-Methode [Fischer 1922a],[Fischer 1922b].

In [Müller 2015], [Ellmer 2019] wird die Methode nach HÜCK [Hück 1983] bzw. die erweiterte Methode nach HÜCK durch [Müller 2015] für die Auswertung von Treppenstufenversuchen empfohlen, um eine möglichst erwartungstreue Schätzung des Mittelwertes zu erhalten. Für eine erwartungstreue Schätzung der Standardabweichung ist unabhängig vom Auswerteverfahren in der Regel ein größerer Stichprobenumfang erforderlich, als hier zur Verfügung steht. Weitere Hinweise zu erwartungstreuen Schätzung von Mittelwert und Standardabweichung sind in Abschnitt 2.5 beschrieben. Da die Dauerfestigkeit zunächst nur zur Ermittlung der Wöhlerlinie für den Werkstoff benötigt wird und bei der Wöhlerlinie für das Bauteil keine Rolle mehr spielt, ist der geringe zur Verfügung stehende Stichprobenumfang als unkritisch anzusehen.

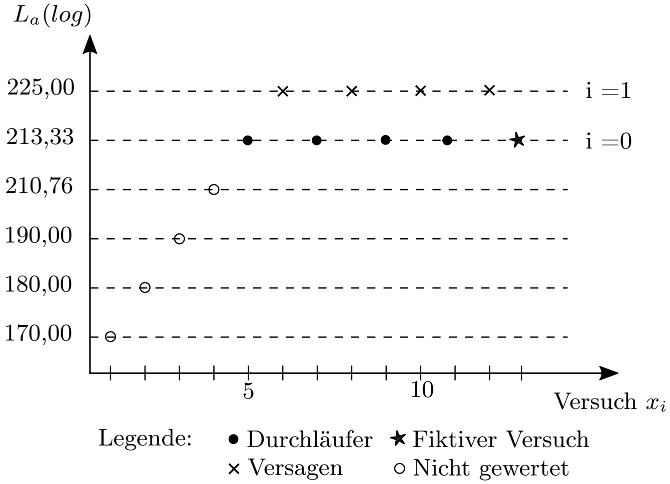


Abbildung 5.17: Bewertung der Ergebnisse der Treppenstufenversuche nach HÜCK [Hück 1983]

Bei der Auswertung nach HÜCK [Hück 1983] bzw. der erweiterten Methode nach HÜCK durch [Müller 2015] werden sowohl Brüche als auch Durchläufer in die Auswertung einbezogen. Nicht berücksichtigt werden Versuche auf Lasthorizonten, die im späteren Verlauf der Versuchsreihe nicht mehr erreicht werden. Dies wird auch häufig als Anschnitt des Treppenstufenversuches bezeichnet. In Abbildung 5.17 ist zu erkennen, dass die Versuche 1 – 4 auf den Lasthorizonten 170 MPa bis 210,76 MPa im späteren Verlauf nicht mehr erreicht werden und daher als Anschnitt bei der Auswertung nicht berücksichtigt werden. Da bei dieser Methode nicht zwischen Bruch und Durchläufer unterschieden wird, kann entsprechend der Versuchsvorschrift ein fiktiver Versuch an den letzten Versuch angeschlossen werden. In diesem Fall bedeutet dies einen weiteren Versuch auf dem Lasthorizont 213,33 MPa. In der Abbildung 5.17 ist zu erkennen, dass die auswertbaren Ergebnisse alle auf zwei Lasthorizonten liegen, wobei auf dem einen nur Brüche und auf dem anderen nur Durchläufer auftreten. Konkret bedeutet dies, dass der Stufensprung d trotz Ermittlung nach DIN 50100 auf Basis der Standardabweichung der Grundgesamtheit zu groß gewählt wurde. In [DIN 50100] wird dadurch eine Auswertung der Versuche ausgeschlossen. Im erweiterten Verfahren nach HÜCK ([Hück 1983]), [Müller 2015] wird dieser Fall zwar als ungünstig angegeben, aber nicht explizit von der Auswertung ausgeschlossen, so dass nach diesem Verfahren ausgewertet wird. Der zu große Abstand der Lasthorizonte wirkt sich lediglich auf die Korrektur aus, mit der die Standardabweichung der Stichprobe $s_{log,S,SP}$ erwartungstreu geschätzt werden kann. Diese Korrektur liegt auf der konservativen Seite. Die auswertbaren Lasthorizonte sind nun aufsteigend zu nummerieren, beginnend mit dem niedrigsten mit der Ordnungszahl $i = 0$. Für jeden auswertbaren Lasthorizont ist zunächst die Anzahl der Versuche f_i auf diesem Lasthorizont (vgl. Gleichung 5.6) und anschließend die beiden Hilfsgrößen A_T und B_T nach den Gleichungen 5.7 - 5.8 zu bestimmen.

$$F_T = \sum_{i=0}^{i_{max}} f_i \tag{5.6}$$

$$A_T = \sum_{i=0}^{i_{max}} i \cdot f_i \tag{5.7}$$

$$B_T = \sum_{i=0}^{i_{max}} i^2 \cdot f_i \tag{5.8}$$

In Tabelle 5.7 wurde die Auswertung für alle verwertbaren Horizonte aus den Versuchsergebnissen durchgeführt.

Tabelle 5.7: Ermittlung der Größen F_T, A_T und B_T nach HÜCK im Treppenstufenverfahren

i	f_i	$i \cdot f_i$	$i^2 \cdot f_i$
0	5	0	0
1	4	4	4
$\sum$	9	4	4
	F_T	A_T	B_T

Anschließend kann mit dem Stufensprung d und dem untersten verwertbaren Lasthorizont L_{a0} der logarithmische Mittelwert $S_{aL,50\%,SP}$ bestimmt werden.

$$\begin{aligned} \lg(S_{aL,50\%,SP}) &= \lg(S_{a0}) + \lg(d) \cdot \frac{A_T}{F_T} \\ &= \lg(213{,}33) + \lg(1{,}059) \cdot \frac{4}{9} \\ &= 2{,}34016 \end{aligned} \tag{5.9}$$

$$\begin{aligned} S_{aL,50\%,SP} &= 10^{\lg(S_{aL,50\%,SP})} = 10^{2{,}34016} \\ &= 218{,}86\, MPa \end{aligned} \tag{5.10}$$

Zur erwartungstreuen Schätzung der Standardabweichung $s_{log,S,SP}$ ist im Verfahren nach HÜCK [Hück 1983] eine Korrektur mittels Korrekturdiagramm erforderlich. In der Erweiterung nach [Müller 2015] wird das Diagramm in eine Potenzgleichung ($s_{log,S,SP}/\lg(d) = 10^{a_H} \cdot D_T^{b_H}$) überführt und die Anwendungsgrenzen werden insbesondere für große Stufensprünge d erweitert. Diese Erweiterung wurde auch in [DIN 50100] übernommen. Dazu muss zunächst die Hilfsgröße D_T nach der Gleichung 5.11 bestimmt werden.

$$\begin{aligned} D_T &= \frac{F_T \cdot B_T - A_T^2}{F_T^2} = \frac{9 \cdot 4 - 4^2}{9^2} = 0{,}2469 \overset{!}{\geq} 0{,}5 \\ &= 0{,}5 \end{aligned} \tag{5.11}$$

Anschließend kann die erwartungstreue Schätzung der Standardabweichung $s_{log,S,SP}$ ermittelt werden zu:

$$\begin{aligned}
\frac{s_{log,S,SP}}{\lg(d)} &= 10^{a_H} \cdot D_T^{b_H} \\
s_{log,S,SP} &= \lg(d) \cdot 10^{a_H} \cdot D_T^{b_H} \\
&= \lg(d) \cdot 10^{4{,}579494 \cdot F_T^{-0{,}889521}} \cdot D_T^{7{,}235548 \cdot F_T^{-0{,}405229}} \\
&= \lg(1{,}059) \cdot 10^{4{,}579494 \cdot 9^{-0{,}889521}} \cdot 0{,}5^{7{,}235548 \cdot 9^{-0{,}405229}} \\
&= 0{,}014205
\end{aligned} \tag{5.12}$$

Um nun die Langzeitfestigkeit für eine bestimmte Ausfallwahrscheinlichkeit berechnen zu können, muss mittels des Mittelwerts, der Standardabweichung und dem Quantilwert u der Standardnormalverteilung (vgl. Anhang A Tabelle A.1) für diese gewünschte Ausfallwahrscheinlichkeit bzw. Überlebenswahrscheinlichkeit die Gleichung 5.13 verwendet werden.

$$\begin{aligned}
S_{aL,log,2,5\%} &= \lg(S_{aL,50\%,SP}) + u \cdot s_{log,S,SP} \\
&= 2{,}34016 + (-1{,}96) \cdot 0{,}014205 \\
&= 2{,}3123
\end{aligned} \tag{5.13}$$

$$S_{al,2.5\%} = 10^{S_{aL,log,2,5\%}} = 10^{2.3123} = 205{,}27\,MPa \tag{5.14}$$

Analog gilt für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 97,5 %:

$$\begin{aligned}
S_{aL,log,97,5\%} &= \lg(S_{aL,50\%,SP}) + u \cdot s_{log,S,SP} \\
&= 2{,}34016 + 1{,}96 \cdot 0{,}014205 \\
&= 2{,}3680
\end{aligned} \tag{5.15}$$

$$S_{al,97.5\%} = 10^{S_{aL,log,97,5\%}} = 10^{2.3680} = 233{,}35\,MPa \tag{5.16}$$

Als ein Alternativmaß der Standardabweichung ergibt sich daraus die Streuspanne der Langzeitfestigkeit. Bei der Streuspanne handelt es sich um einen aussagekräftiges Maß der Streuung der Langzeitfestigkeit. Sie kann über Gleichung 5.17 bestimmt werden.

$$T_L = \frac{S_{al,97.5\%}}{S_{al,2.5\%}} = \frac{233{,}35\,MPa}{205{,}27\,MPa} = 1{,}1368 \tag{5.17}$$

Das bedeutet, dass 95 % der Versuchsergebnisse zwischen dem 97,5 % und 2,5 % Wert der Langzeitfestigkeit zu erwarten sind. All diese Ergebnisse basieren auf einem Konfidenzniveau von 50 %. In der FKM-Richtlinie nichtlinear wird keine Aussage über das Konfidenzniveau der Ergebnisse getroffen. Im Eurocode 0 wird von einem Konfidenzniveau von 75 % gesprochen. Eine Umrechnung auf diese Konfidenzniveau kann wie in Abschnitt 2.5.3 beschrieben, erfolgen. Als Basis dieser Umrechnung wird die Stundent-t Verteilung als Wahrscheinlichkeitsverteilung angenommen. Diese entspricht ab einem ausreichend großen Stichprobenumfang annähernd der Normalverteilung.

Neben der nach [Müller 2015], [Ellmer 2019] empfohlenen Methode für die Auswertung von Treppenstufenversuchen nach HÜCK [Hück 1983] bzw. die erweiterte Methode nach HÜCK durch [Müller 2015] sind in Tabelle 5.8 zusätzlich die Ergebnisse für die Auswertungen nach den Verfahren nach DIXON und MOOD [Dixon et al. 1948], nach Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974] und nach der Maximum-Likelihood-Methode [Fischer 1922a],[Fischer 1922b] angegeben.

Tabelle 5.8: Ergebnisse der Auswertung der Dauerfestigkeit der Proben aus HX380LAD nach unterschiedlichen Auswertemethoden

Methode	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,97.5\%}$
Dixon Mood	218,62 MPa	207,47 MPa
Erweitert Hück	218,86 MPa	205,27 MPa
Deubelbeiss	207,10 MPa	173,08 MPa
MLM $V1-V12$	207,92 MPa	172,76 MPa
MLM $V5-V12$	219,17 MPa	207,73 MPa

Hier ist zu erkennen, dass die Ergebnisse nach der Methode von Dixon und Mood [Dixon et al. 1948] und nach Hück [Hück 1983] mit einer Dauerfestigkeit von $\sigma_{D,50\%} \approx 218\,MPa$ bzw. $\sigma_{D,97.5\%} \approx 206\,MPa$ für die beiden Überlebenswahrscheinlichkeiten 50 % und 97.5 % zu annähernd gleichen Ergebnissen führen. Die Auswertung nach Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974] führt dagegen zu deutlich konservativeren Ergebnissen von $\sigma_{D,50\%} = 207{,}10\,MPa$ bzw. $\sigma_{D,97{,}5\%} = 173{,}08\,MPa$. Die Dauerfestigkeit bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % liegt hier im Bereich der Dauerfestigkeit bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5 % der beiden anderen Verfahren. Für den Nachweis kann folglich deutlich Lebensdauer gewonnen oder eingebüßt werden, oder sogar über den Nachweis der dauerfesten Auslegung des Bauteils entschieden werden. Der Unterschied in den Ergebnissen resultiert aus der Verwendung der Versuchsergebnisse. Während bei den Verfahren nach Dixon und Mood [Dixon et al. 1948] und nach Hück [Hück 1983] nur Versuchsergebnisse von Horizonten verwendet werden, die im späteren Verlauf der Treppenstufenversuche wieder erreicht werden, verwendet Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974] alle Versuchsergebnisse, auch die des Anschnitts. Dies macht das Verfahren empfindlich, wenn der erste Versuch der Treppenstufen ohne Vorkenntnisse weit entfernt von der eigentlichen Dauerfestigkeit abgeschätzt wird. Eine Auswertung nur mit den Versuchen der im späteren Verlauf wieder erreichten Horizonte zeigt, dass die Ergebnisse mit $\sigma_{D,50\%} = 215{,}07\,MPa$ bzw. $\sigma_{D,97.5\%} = 199{,}27\,MPa$ wieder näher an den Ergebnisse der beiden anderen Verfahren liegen. Das Verfahren von Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974] sieht diese Auswertung jedoch nicht vor. Bei der Maximum-Likelihood-Methode sind in Tabelle 5.8 einmal die Ergebnisse unter Verwendung aller 12 Versuche wie bei Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974] und einmal die Ergebnisse unter Verwendung der Versuche $V5-V12$, d. h. nur der Versuche auf den wieder erreichten Horizonten, angegeben. Auch hier ist der Einfluss der verwendeten Versuchsergebnisse deutlich zu erkennen. Bei Verwendung aller Ergebnisse ergibt sich ein $\sigma_{D,50\%}$ von 207,92 MPa und ein $\sigma_{D,97.5\%}$ von 172,76 MPa in der Größenordnung von Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974]. Bei Verwendung der Versuche auf wiederkehrenden Horizonten liegen die Werte bei einem $\sigma_{D,50\%}$ von 219,17 MPa und einem $\sigma_{D,97.5\%}$ von 207,73 MPa, was im Bereich der Ergebnisse nach Dixon [Dixon et al. 1948] und Hück [Hück 1983] liegt.

5.10 Dehnungsgeregelte Wöhlerversuche

5.10.1 Versuchsdurchführung

Auch bei der Bestimmung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve und bei der Bestimmung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie bzw. der Dehnungs-Wöhlerlinie gibt die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] neben der rechnerischen Abschätzung (vgl. Abschnitt 4.1) ebenfalls die Möglichkeit zur experimentellen Ermittlung. Dabei fordert die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] mindestens 12 wertbare dehnungsgeregelte Versuche mit einem Dehnungsverhältnis von $R = -1$, die bis zum Anriss gefahren werden. Aus den Versuchen werden zur Auswertung die Spannungsamplitude σ_a, die Dehnungsamplitude ε_a sowie die Anrissschwingspielzahl N benötigt. Weisen Versuche einen plastischen Dehnungsanteil von weniger als $\varepsilon_{pl} = 0{,}01\,\%$, dürfen diese bei der Auswertung nicht mit berücksichtigt werden.

Für weitere Hinweise zur Durchführung sowie zur Auswertung der Versuche verweist die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] auf das Stahl Eisen Prüfblatt 1240 [SEP 1240]. Dabei handelt es sich um eine Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnungen. Das Prüfblatt [SEP 1240] umfasst somit auch Hinweise zur Bestimmung des zyklischen Verfestigungskoeffizienten K' und des zyklischen Verfestigungsexponenten n' die zur Bestimmung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve notwendig sind, sowie die Kennwerte ε'_f, σ'_f, b und c die zur Beschreibung der Dehnungs-Wöhlerlinie verwendet werden. Genauere Angaben zur Probengeometrie (vgl. Abbildung 5.3) und zum Versuchsaufbau (vgl. Abbildung 5.3b) sind in Abschnitt 5.3 gegeben.

Das Stahl Eisen Prüfblatt 1240 [SEP 1240] fordert mindestens 12 Versuche pro Wöhlerlinie, die auf mindestens 4 Dehnungshorizonten einer sinusförmigen Belastung bis zu einer Lastspielzahl von $N = 1\,000\,000$ gefahren werden. Die zu prüfenden Dehnungshorizonte liegen bei $\varepsilon_a = 0{,}2\,\%$, $\varepsilon_a = 0{,}4\,\%$ und $\varepsilon_a = 0{,}8\,\%$ sowie ein zusätzlicher Dehnungshorizont bei $\varepsilon_a < 0{,}2\,\%$ mit einem Dehnungsverhältnis von $R = -1$, d. h. entsprechend einer Mitteldehnung von $\varepsilon_m = 0$. Die Probe wird im Versuch sowohl einer Zug- als auch einer Druckbelastung ausgesetzt. Um ein Ausknicken der dünnen Knochenprobe bei Druckbelastung zu verhindern, wird eine schwimmend gelagerte Knickstütze verwendet (vgl. Abschnitt 5.3). Trotz der Verwendung dieser Knickstütze war eine Durchführung der Versuche in dieser Arbeit auf einem Dehnungshorizont von $\varepsilon_a = 0{,}8\,\%$ nicht möglich, da es trotzdem zu einem Knicken der Probe kam. Das Ausknicken trat dabei im dem Bereich auf, an dem die Knickstütze zur Anbringung der Klemmen des Extensometers an die Probe unterbrochen ist. Stattdessen wurden Versuche auf einem Dehnungshorizont von $\varepsilon_a = 0{,}6\,\%$ gefahren. Beim Einbau der Probe ist darauf zu achten, dass diese zentrisch in die hydraulischen Klemmbacken der Prüfmaschine eingebaut werden, sodass keine Biege- oder Torsionsbeanspruchung der Probe auftritt. Zudem ist der Dehnungssensor immer an der gleichen Stelle anzubringen und es ist darauf zu achten, dass dieser während der Prüfung nicht verrutscht. Die Versuche werden in der Regel in Zugrichtung gestartet. Zur Überprüfung wurde auf jedem Horizont der jeweils letzte Versuch in Druckrichtung gestartet. Hierbei sind keine Abweichungen aus der Startrichtung bei den Versuchen zu erkennen.

Der Versuch wird nachdem Anriss der Probe oder nach dem die Probe anrissfrei 1 000 000 Lastwechsel erreicht hat beendet. Der Anriss wird definiert als 10 % Lastabfall oder Lastanstieg, je nachdem ob der Anriss in der Messlänge oder außerhalb der Messlänge erfolgt. Je nach erwarteter Schwingspielzahl N des entsprechenden Dehnungshorizonts werden in [SEP 1240] auch einzuhaltende Prüffrequenzen angeben. Entsprechend dieser Anforderungen wurden insgesamt sechzehn Versuche, vier Versuche je Lasthorizont, dehnungsgeregelte Schwingfestigkeitsversuche unter konstanter Dehnungsamplitude bei $R = -1$ zur Bestimmung der zyklischen Werkstoffkennwerte in dieser Arbeit durchgeführt (vgl. Abschnitt 5.3).

In der Tabelle 5.9 sind die einzelnen Prüfergebnisse dargestellt. Der vierte Lasthorizont wurde hier zu $\varepsilon_a = 0{,}17\,\%$ gewählt. Damit sollte vermieden werden, dass Versuche mit einem plastischen Dehnungsanteil von weniger als $\varepsilon_p l < 0{,}01\,\%$ resultieren. Es ist zu erkennen, dass die Versuchsegebniss der einzelnen Dehnungshorizonte eine geringe Streuung aufweisen. Die größte Abweichung der Anrissschwingspielzahl auf einem Lasthorizont liegt bei 5,4 %. Die Auswertung der ermittelten Versuchergebnisse der dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuche auf konstantem Dehnungshorizont wird in den Abschnitten 5.10.2 und 5.10.3 erörtert.

Tabelle 5.9: Versuchsergebnisse aus den dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuchen auf einem konstantem Dehnungshorizont an Proben aus HX380LAD

Versuch n -	Dehungs-amplitude ε_a,t in %	Spannungs-amplitude $\sigma_{a,t}$ in Mpa	Lastwechsel bei Anriss N -
1	0,17	284,31	48232
2	0,17	285,32	53477
3	0,17	287,39	51314
4	0,17	290,95	43377
5	0,20	280,64	40416
6	0,20	276,57	41445
7	0,20	283,32	34897
8	0,20	270,23	52594
9	0,40	365,80	2361
10	0,40	350,11	1846
11	0,40	359,48	2028
12	0,40	369,07	1658
13	0,60	406,00	848
14	0,60	411,29	958
15	0,60	403,91	1128
16	0,60	408,08	997

5.10.2 Ermittlung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve

Die Auswertung der dehnungsgeregelten Versuchen auf einem konstanten Dehnungsniveau zur Bestimmung der Kennwerte der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve kann nach [SEP 1240] durchgeführt werden. In der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] wird diese Auswertung ebenfalls empfohlen. Die beschriebenen Auswertungen in den jeweiligen Regelwerken weichen in ihrem Vorgehen allerdings leicht voneinander ab. Die aus den Versuchen ermittelten Kennwerte des zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und des zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ können dann in die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Ramberg und Osgood aus Gleichung 2.6 eingesetzt werden, um das zyklisch stabilisierte Werkstoffverhalten zu beschreiben. Zunächst wird die Auswertung nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] beschrieben. Es werden die Wertepaare aus Spannungsamplitude $\sigma_{a,t}$ und Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,t}$ aus Tabelle 5.9 benötigt. Anschließend muss der plastische Anteil der Dehnungsamplitude $\varepsilon_{a,p}$ von der Gesamtdehnungsamplitude $\varepsilon_{a,t}$ für jeden Versuch nach Gleichung 5.18 getrennt werden.

$$\varepsilon_{a,p} = \varepsilon_{a,t} - \frac{\sigma_{a,t}}{E} \tag{5.18}$$

Anschließend muss das Wertepaar $\sigma_{a,t}$ und $\varepsilon_{a,p}$ zur Basis 10 logarithmiert werden und an $y = \log \sigma_{a,t}$ als abhängige Größe und $x = \log \varepsilon_{a,p}$ als unabhängige Größe eine lineare Regression der Wertepaare durchgeführt werden. Für die Regressionsgerade gilt:

$$y = a^* \cdot x + b^* \tag{5.19}$$

Aus Gleichung 5.19 können dann der zyklische Verfestigungskoeffizient K' und der zyklische Verfestigungsexponent n' nach Gleichung 5.20 und 5.21 abgeleitet werden.

$$K' = 10^{b^*} \mathrm{in} MPa \tag{5.20}$$

$$n' = a^* \tag{5.21}$$

Sowohl die FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] als auch [SEP 1240] empfehlen bei der Auswertung die Verwendung des Literaturwertes des E-Moduls von $E = 206\,000\,MPa$, die Verwendung eines abweichenden E-Moduls ist in [SEP 1240] aber explizit möglich. Da der E-Modul aus den Zugversuchen mit $E = 206\,451\,MPa$ (vgl. Tabelle 5.5) sehr nah am Literaturwert liegt, wird in dieser Arbeit der empfohlene Wert zur Auswertung verwendet.

Die Ergebnisse dieser Auswertung sind in Tabelle 5.11 angeben.

Die Auswertung nach [SEP 1240] erfolgt ähnlich. Auch hier wird zunächst der plastische Anteil der Dehnungsamplitude nach Gleichung 5.18 vom Gesamtdehnungsanteil der Amplitude getrennt. Anders als bei der Auswertung nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] werden hier die Wertepaare aus den Versuchen (vgl. Tabelle 5.9) nicht logarithmiert sondern ohne Logarithmierung im doppel-logarithmischen Raum aufgetragen. Mit Hilfe dieser Wertepaare $\sigma_{a,t}$ und $\varepsilon_{a,p}$ wird dann eine lineare Regression aufgestellt. Die Steigung der so ermittelten Geraden, die im doppel-logarithmischen Raum als Potenzgleichung beschrieben werden kann, stellt den zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ dar und der zugehörige Spannungswert $\sigma_{a,t}$ dieser

Tabelle 5.10: Bestimmung der Werte für die lineare Regression zur Bestimmung der zyklischen Kennwerte der ZSDK des HX380LAD mit einem verwendeten E-Modul von $E = 206\,000\,MPa$

Versuch	$\varepsilon_{a,t}$	$\sigma_{a,t}$	$\varepsilon_{a,p}$	$\log(\sigma_{a,t})$	$\log(\varepsilon_{a,p})$
-	-	in MPa	-	in MPa	-
1	0,17	284,314	0,000319835	2,453798245	-3,495074078
2	0,17	285,317	0,000314966	2,455327649	-3,501736298
3	0,17	287,387	0,000304917	2,458467119	-3,515817684
4	0,17	290,953	0,000287607	2,46382284	-3,541200856
5	0,20	280,637	0,000637684	2,448144929	-3,195394162
6	0,20	276,569	0,000657432	2,441803499	-3,182149135
7	0,20	283,315	0,000624684	2,452269569	-3,204339293
8	0,20	270,234	0,000688184	2,43173999	-3,162295135
9	0,40	365,801	0,002224267	2,563244888	-2,652813083
10	0,40	350,106	0,002300456	2,544199554	-2,638186010
11	0,40	359,476	0,002254971	2,555669901	-2,646859063
12	0,40	369,066	0,002208417	2,567104038	-2,655918825
13	0,60	405,998	0,004029136	2,608523894	-2,394788082
14	0,60	411,293	0,004003432	2,614151318	-2,397567540
15	0,60	403,905	0,004039296	2,606279229	-2,393694308
16	0,60	408,076	0,004019049	2,610741054	-2,395876748

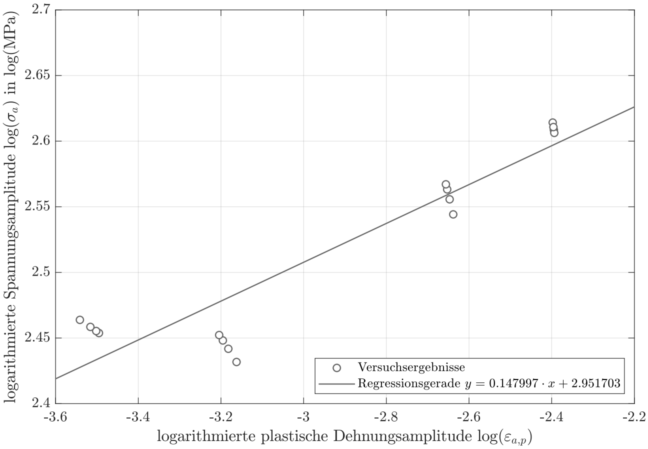


Abbildung 5.18: Lineare Regression der logarithmierten Spannungsamplitude und der logarithmierten plastischen Dehnungsamplitude des HX380LAD

Tabelle 5.11: Zyklischer Verferstigungskoeffizient $K^{'}$ und zyklischer Verfestigungsexponent $n^{'}$ auf Basis der Versuchsergebnisse der Proben aus HX380LAD

$E = 206\,000\,MPa$	
$K^{'}$	894,75
$n^{'}$	0,1480

bei 100 % = 1 plastischer Dehnung stellt den zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ dar. In Abbildung 5.19 ist die so ermittelte Regressionsgerade an der diese Werte abgelesen werden können dargestellt.

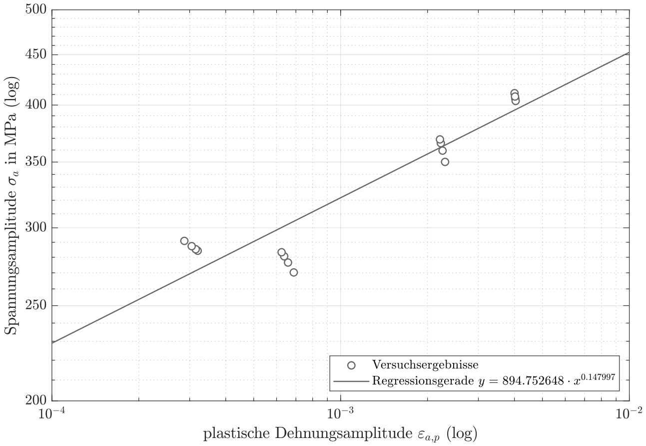


Abbildung 5.19: Lineare Regression der Spannungsamplitude und der plastischen Dehnungsamplitude des HX380LAD im doppel-logarithmischen Raum

Aus beiden Auswertemethoden ergeben sich die gleichen Ergebnisse, wie sie in Tabelle 5.10 aufgelistet sind. In Abbildung 5.20 ist die so ermittelte zyklisch stabilisierte Spanungs-Dehnungs-Kurve dargestellt.

Mittels der so ermittelten Kennwerte $K^{'}$ und $n^{'}$ und den aus Abschnitt 4.1.2 beschriebenen Abschätzmethoden der zyklischen Kennwerte können die Spannungs-Dehnungs-Kurve, die Dehnungs-Wöhlerlinie sowie verschiedene Schädigungsparameter-Wöhlerlinien alternativ auch analytisch abgeschätzt werden.

5.10.3 Ermittlung der Wöhlerlinien

Aus den dehnungsgeregelten einstufigen Versuchen an ungekerbten Proben können neben den Kennwerten der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve auch die Kennwerte der Dehnungs-Wöhlerlinie, verschiedene Schädigungsparameter-Wöhlerlinien und auch die Spannungs-Wöhlerlinie ermittelt werden. Im Folgenden werden die Ermittlung der Dehnungs-Wöhlerlinie nach SEP1240 sowie die Ermittlung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für den Schädigungsparameter P_{RAM} nach der

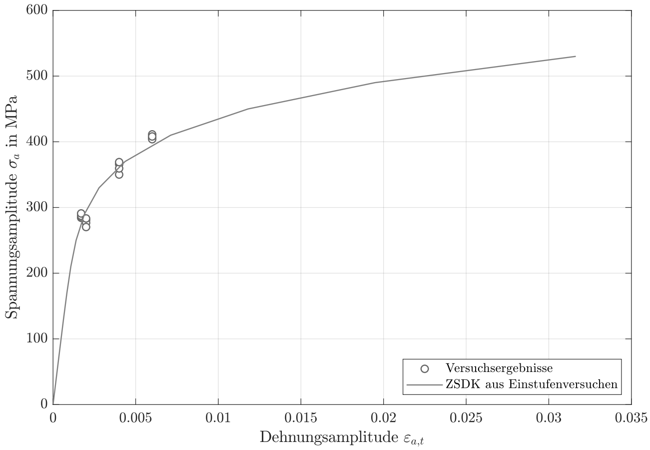


Abbildung 5.20: Zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve des HX380LAD aus den dehnungsgeregelten einstufigen Wöhlerversuchen

FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] aus den experimentellen Untersuchungen dargestellt.

Dehnungs-Wöhlerlinie nach SEP1240

Die Auswertung der Dehnungs-Wöhlerlinie ist im Stahl-Eisen Prüfblatt 1240 [SEP 1240] beschrieben. Dazu ist zunächst der elastische vom plastischen Dehnungsanteil der einzelnen Versuchsergebnisse aus Tabelle 5.9 zu trennen (siehe Tabelle F.5). Anschließend sind die einzelnen Versuchsergebnisse im doppel-logarithmischen Raum für beide Anteile getrennt aufzutragen und eine Regression durchzuführen. Die Versuchsergebnisse im doppel-logarithmischen Raum bilden näherungsweise eine Gerade, die als Potenzgleichung beschrieben werden kann (vgl. Abbildung 5.21). Alternativ können die Versuchsergebnisse nach Trennung der elastischen und plastischen Anteile selbst logarithmiert werden und durch lineare Regression können auch so die benötigten Kenngrößen ermittelt werden. Wichtig zu erwähnen ist dabei, dass die Schwingspielzahl N die abhängige Größe beschreibt und der jeweils betrachtete Dehnungsanteil ε die unabhängige Größe darstellt. Es gilt somit $N = f(\varepsilon)$.

Die Kenngrößen der Dehnungs-Wöhlerlinie können anschließend an den beiden getrennten Anteilen der elastischen und plastischen Dehnungs-Wöhlerlinie aus Abbildung 5.22 abgelesen werden. In Abbildung 4.2 sind die abzulesenden Kenngrößen graphisch anhand der Dehnungs-Wöhlerlinie dargestellt. Die Steigung des elastischen Anteils der Dehnungs-Wöhlerlinie beschreibt dabei den Schwingfestigkeitsexponenten b, die Steigung des plastischen Anteils des zyklischen Duktilitätsexponenten c. Der Funktionswert des elastischen Anteils der Dehnungs-Wöhlerlinie bei $N = 0{,}5$ Schwingspielen, d. h. bei Lastumkehr, stellt den Quotienten aus Schwingfestigkeitsexponent $\sigma_f^{'}$ und E-Modul E dar. Aus dem Funktionswert des plastischen Anteils der Dehnungs-Wöhlerlinie bei $N = 0{,}5$ Schwingspielen kann der zyklische Duktilitätskoeffizient $\varepsilon_f^{'}$ abgelesen werden. Die gesamte Dehnungs-Wöhlerlinie ergibt sich aus der Addition der elastischen und plastischen Anteile. In Abbildung 5.22 ist die aus den experimentellen Untersuchungen ermittelte Dehnungs-Wöhlerlinie graphisch darge-

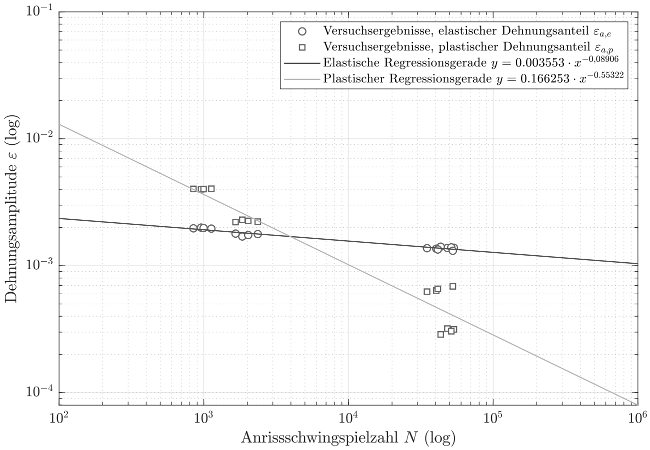


Abbildung 5.21: Lineare Regression der elastischen Dehnungsamplitude und der plastischen Dehnungsamplitude des HX380LAD im doppel-logarithmischen Raum

stellt. Die Kennwerte zu ihrer Beschreibung sind in Tabelle 5.12 angegeben. Die Auswertung erfolgte für den in [SEP 1240] empfohlenen E-Modul von $E = 206\,000\,MPa$.

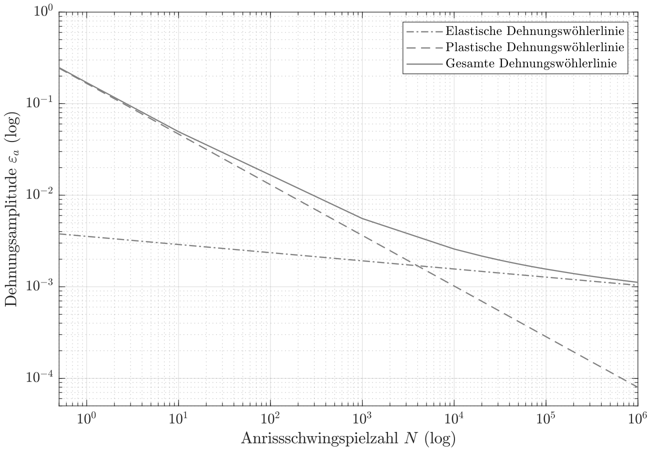


Abbildung 5.22: Darstellung der Dehnungs-Wöhlerlinie des HX380LAD im doppel-logarithmischen Raum

Schädigungsprarameter-Wöhlerlinie nach FKM

In der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] stehen zwei Schädigungsparameter für die Nachweisführung zur Verfügung. Zum einen der Schädigungsparameter P_{RAM}, bei dem das Produkt aus Spannungsamplitude σ_a, Dehnungsamplitude ε_a und Elastizitätsmodul E zur Schädigungswirkung der einzelnen Schwingspiele beiträgt (vgl. Abschnitt 4.2.2). Zum anderen der Schädigungsparameter P_{RAJ}, bei dem nur Schwingspiele, die einen theoretischen Riss auch öffnen, zur Schädigung beitragen (vgl. Abschnitt 4.2.2). Beide Schädigungsparameter-Wöhlerlinien können aus

Tabelle 5.12: Kennwerte der aus den dehnungsgeregelten Einstufenversuchen ermittelten Dehnungs-Wöhlerlinie des HX380LAD

$E = 206\,000\,MPa$		
$\varepsilon_f^{'}$	0,24395107	-
$\sigma_f^{'}/E$	0,00377872	-
b	-0,0890639	-
c	-0,5532158	-
$\sigma_f^{'}$	778,42	MPa

dehnungsgeregelten Einstufenversuchen unter Verwendung der Spannungsamplitude σ_a, der Dehnungsamplitude ε_a und der Anrissschwingspielzahl N abgeleitet werden. Zur Ermittlung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für P_{RAM} werden zwei unterschiedliche Steigungen d_1 und d_2 sowie der Stützpunkt der Wöhlerlinie $P_{RAM,Z,WS}$ bei 1000 Lastwechseln und die Dauerfestigkeit $P_{RAM,D,WS}$ verwendet. Unterhalb von 1000 Lastspielen hat die Wöhlerlinie eine Steigung d_1 und oberhalb von 1000 Lastspielen eine Steigung d_2 (vgl. Abbildung 4.4). Der zugehörige Schädigungsparameter $P_{RAM,i}$ für jeden Versuch kann nach Gleichung 5.22 bestimmt werden.

$$P_{RAM} = \sqrt{\varepsilon_{a,t} \cdot \sigma_a \cdot E} \tag{5.22}$$

Für die Ermittlung der drei Parameter d_1, d_2 und $P_{RAM,Z,WS}$ wird die Maximum-Likelihood-Methode verwendet. Die Dauerfestigkeit $P_{RAM,D,WS}$ wird separat ermittelt (siehe Abschnitt 5.9). Bei der Maximum-Likelihood-Methode werden die gesuchten Parameter sowie die Standardabweichung s_{log} so variiert, dass die zugehörige Eintretenswahrscheinlichkeit, auch Likelihood-Wert genannt, maximiert wird. Es handelt sich somit um ein Optimierungsproblem. Die genaue Vorgehensweise kann in [FKM-nichtlinear] nachgelesen werden. Die Eingangswerte in den Maximum-Likelihood-Algorithmus sowie der zugehörige $P_{RAM,i}$-Wert für jeden Versuch sind im Anhang F in Tabelle F.4 angegeben. Für die Auswertung mit einem E-Modul von $E = 206\,000\,MPa$ sind die Ergebnisse der ermittelten Kennwerte der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für P_{RAM} in Tabelle 5.13 gegeben. Es ist zu erkennen, dass die Steigung d_1 und d_2 gute Übereinstimmungen zeigen. Lediglich die Stützstelle ist leicht verschoben.

Tabelle 5.13: Kennwerte der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für P_{RAM} aus den Ergebnissen der dehnungsgeregelten Einstufenversuche

$E = 206\,000\,MPa$	
d_1	-6,1885
d_2	-0,1654
$P_{RAM,50\%}$	613,96
$P_{RAM,Z,WS}$	528,00

In Abbildung 5.23 ist die Schädigungsparameter-Wöherlinie dargestellt. Auffällig ist die große Steigung im Bereich kleiner 1000 Lastwechsel. Eine solche Steigung entspricht nicht einer realen Schädigungsparameter-Wöherlinie sondern resultiert daraus, dass die Ergebnisse der Versuche für ein Dehnungsniveau von $\varepsilon_{a,t} = 0{,}4\,\%$ und für $\varepsilon_a, t = 0{,}6\,\%$ sehr nahe beieinander liegen und zudem genau um 1000 Lastwechsel streuen. Dies ist auch auf die Versuchsdurchführung in Kombination mit dem untersuchten Material $HX380LAD$ zurückzuführen, da das angestrebte Dehnungsniveau nach [SEP 1240 2006] von $\varepsilon_{a,t} = 0{,}8\,\%$ nicht realisierbar war und die Versuche bei $\varepsilon_{a,t} = 0{,}6\,\%$ durchgeführt wurden. Aus diesem Grund liegen die Ergebnisse der beiden Dehnungshorizonte näher beieinander als für die Auswertung vorgesehen. Zudem streuen die Ergebnisse beider Dehnungshorizonte genau um die Stützstelle der Wöhlerlinie bei 1000 Lastwechseln, was für die Auswertung ungünstig ist und in diesem Fall zu einer deutlichen Überschätzung der Steigung d_1 führt. Die Steigung d_1 aus den dehnungsgeregelten Einstufenversuchen sollte daher nicht verwendet werden. Allerdings ist auch zu beachten, dass der Bereich unter 1000 Lastwechsel für den vorliegenden Anwendungsfall nicht von besonderer Relevanz ist, da hier in der Regel größere Lastwechselzahlen gefordert sind. In Abbildung 5.23 ist zum Vergleich auch die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für R_{RAM} aus der rechnerischen Abschätzung nach [FKM-nichtlinear] dargestellt. Es ist zu erkennen, dass mit den Ergebnissen aus den experimentellen Untersuchungen ein deutlich flachere Steigung hin zur Dauerfestigkeit erzielt werden konnte, als es mit der rechnerischen Abschätzung der Fall ist. Dies lässt auf eine Erhöhung der Lebensdauer schließen. Weiterhin ist die deutlich flachere und realitätsnähere Steigung der Wöhlerlinie im Bereich unter 1000 Lastwechsel zu erkennen. Hier wird die Überschätzung aus der experimentellen Auswertung erkennbar.

Um für die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie aus den Versuchsergebnissen im Bereich der Steigung d_1 eine realitätsgetreue Form zu geben, sind in Abbildung 5.23 zusätzlich zwei Vorschläge dargestellt. Zum Einen Vorschlag 1, bei diesem wird die Steigung d_2 auch im Bereich der Steigung d_1 weitergeführt. Es wird angenommen, dass $d_1 = d_2$ ist. Dieser Vorschlag ist auf der konservativen Seite. Bei Vorschlag 2 wird für die Steigung d_1 der Wert aus der rechnerischen Abschätzung in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] verwendet. Es gilt für die Steigung $d_1 = -0{,}302$. Damit liegt die Kurve immer noch deutlich unter den Versuchsergebnissen, aber bei hohen Dehnungsamplituden ist eine wirtschaftlichere Lebensdauer zu erwarten. In Kapitel 7 soll der Einfluss der unterschiedlichen Auswertungen auf die Lebensdauer des in dieser Arbeit untersuchten Anwendungsfalls der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System untersucht und Empfehlungen gegeben werden, um eine möglichst treffsichere und dennoch wirtschaftliche Bemessung durchführen zu können.

Der zweite Schädigungsparameter, der in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] verwendet wird, ist der Parameter P_{RAJ}. In dieser Arbeit soll der Schwerpunkt der experimentellen Untersuchungen und der späteren Parameterstudie (vgl. Kapitel 7) auf dem Schädigungsparameter P_{RAM} liegen. Auf eine Beschreibung der Auswertung wird daher an dieser Stelle verzichtet, die Verwendung in der Parameterstudie bleibt jedoch bestehen. Für P_{RAJ} werden ebenfalls die aus den dehnungsgeregelten Einstufenversuchen für jeden Versuch ermittelten Größen Spannungsamplitude σ_a, Dehnungsamplitude ε_a und Anrissschwingspielzahl N verwendet. Im Gegensatz zu P_{RAM} besitzt die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie von P_{RAJ} jedoch nur eine Steigung d sowie die Stützstelle $P_{RAJ,Z,WS}$ bei einer Lastwechselzahl von 1 (vgl.

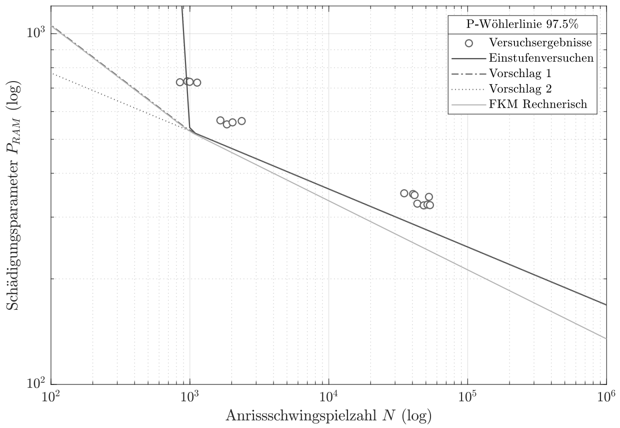


Abbildung 5.23: Darstellung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie P_{RAM} im doppel-logarithmischen Raum für verschiedenen Varianten

Abbildung 4.6). Die Bestimmung der beiden Kennwerte der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie P_{RAJ} kann dann über eine einfache lineare Regression erfolgen. Für eine Beschreibung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für P_{RAJ} und die anderen in dieser Arbeit betrachteten Schädigungsparameter wird an dieser Stelle auf Abschnitt 4.2.2 verwiesen.

5.11 Incremental Step Test

5.11.1 Versuchsdurchführung

Die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve ist eine der wichtigsten Kenngrößen metallischer Werkstoffe unter zyklischer Beanspruchung. Eine Möglichkeit der Ermittlung ist die in Abschnitt 5.10 beschriebene Methode der Einstufen-Wöhlerversuche, bei der mehrere Einzelversuche an ungekerbten Proben in unterschiedlichen Dehnungshorizonten durchgeführt werden. Die Bedeutung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve und die aufwendige experimentelle Ermittlung dieser Kurve hat dazu geführt das alternative Verfahren zu ihrer Ermittlung entwickelt wurden [Christ 1991]. Mit dem Incremental Step Test wurde von Landgraf [Landgraf et al. 1969] ein Versuch entwickelt, mit dem die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve experimentell ermittelt werden kann. Der Vorteil der Ermittlung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve aus dem Incremental Step Test liegt neben der Zeitersparnis in der genaueren Beschreibung des Werkstoffverhaltens bei zufälliger Beanspruchung. Beim Incremental Step Test wird die zyklische Belastung stufenweise bis zu einem Maximalwert erhöht und anschließend wieder stufenweise auf 0 % reduziert. Um ein hinreichend genaues Ergebnis zu erhalten, sollte ein Belastungsblock aus etwa 30 oder mehr Belastungsstufen bestehen [Polák et al. 1991].

In Abbildung 5.24 ist das Belastungsschema dargestellt, das für den in dieser Arbeit durchgeführten Incremental Step Test verwendet wurde. Dabei wurde die Dehnung in

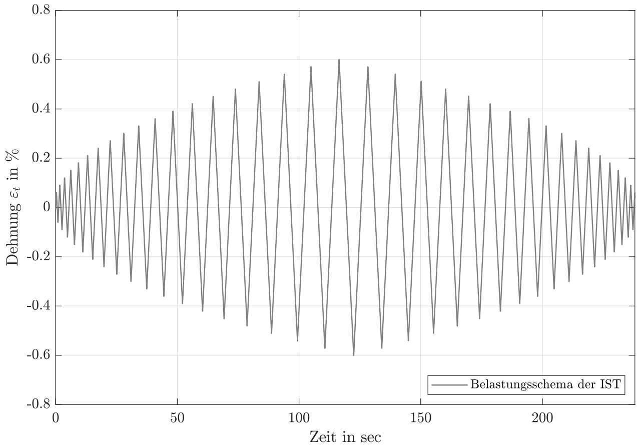
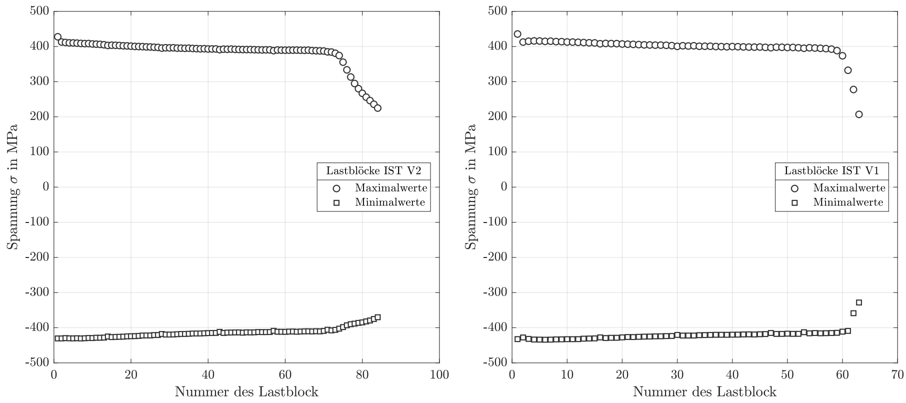


Abbildung 5.24: Belastungsschema der Incremental Step Test

20 Belastungsschritten schrittweise um 0,03 % bis zu einer maximalen Dehnung von ±0,6 % erhöht und anschließend wieder in 20 Schritten auf 0 % reduziert, so dass sich ein Belastungsblock von 40 Belastungsschritten ergibt. Zur Regelung des Versuchs wurde eine konstante Dehnrate der Gesamtdehnung $\dot{\varepsilon}$ verwendet. Dieses Belastungsschema wurde bis zum Versagen, hier dem Anriss der Probe, aufgebracht. Der Anriss ist durch einen 10 %-Abfall der Spannungsamplitude bei maximaler Dehnungsamplitude des Belastungsblocks gekennzeichnet [Richard et al. 2019]. Obwohl eine weitestgehende Stabilisierung des Werkstoffverhaltens bereits nach wenigen Durchläufen des Belastungsblocks eintreten soll und nach [Haibach 2006] ab diesem Punkt die Umkehrpunkte der Beanspruchung die stabilisierte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve wiedergeben soll, die sich auch aus den Einstufenversuchen ergibt, wird bei der Auswertung der ZSDK häufig der Belastungsblock bei halber Anrissschwingspielzahl N verwendet. Damit wird die ZSDK unter Betriebsbeanspruchung ermittelt. Die Unterschiede in der Auswertung und deren Einfluss auf die Ergebnisse sind im Abschnitt 5.12 zusammengefasst. Der Einfluss dieser Unterschiede auf die Lebensdauer wird in Kapitel 7 untersucht.

In Abbildung 5.25 sind die maximalen Spannungen jedes Lastblocks bei maximaler Dehnung für Versuch 1 und Versuch 2 angegeben. Der Vorteil der Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve mittels Icremental Step Test liegt neben dem deutlich geringeren Versuchsaufwand in der genaueren Abbildung des Werkstoffverhaltens unter variabler Belastung im Vergleich zur zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve aus einstufigen Wöhlerversuchen [Christ 1991]. Häufig wird der Incremental Step Test bei einer Dehnung von 0 % gestartet. Alternative Varianten des Incremental Step Test sehen einen Versuchsbeginn bei maximaler Dehnung vor, um neben der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve auch die zügige aus einem vorgeschalteten Zugversuch zu ermitteln. Sollen die Ergebnisse jedoch mit denen der einstufigen zyklischen Belastung verglichen werden, so ist der Start bei einer Dehnung von 0 % vorzuziehen [Christ 1991]. Daher wurden die Versuche in dieser Arbeit auch bei $\varepsilon_{a,t} = 0\,\%$ begonnen.



(a) Spannungsextrema im Incremental Step Test V1 für den HX380LAD

(b) Spannungsextrema im Incremental Step Test V2 für den HX380LAD

Abbildung 5.25: Änderung der Spannungsextrema der einzelnen Belastungsblöcke bei gleichbleibenden Dehnungsextrema der Proben aus HX380LAD

5.11.2 Ermittlung der zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve

Für die Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve aus dem Incremental Step Test mit Hilfe der Ramberg-Osgood-Beziehung werden die Umkehrpunkte des in Abbildung 5.24 dargestellten Belastungsschemas verwendet. Graphisch ergibt sich die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve aus der Verbindung der einzelnen Lastumkehrpunkte im ersten Quadranten des Koordinatensystems. Bei der rechnerischen Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve aus den Umkehrpunkten des Incremental Step Test werden die Umkehrpunkte aus einem bereits stabilisierten Belastungsblock verwendet, in der Regel der Belastungsblock bei halber Anrissschwingspielzahl. In Abbildung 5.26 sind die Hysteresen sowie die zugehörigen Umkehrpunkte der Hystereseschleifen des stabilisierten Lastblocks 32 aus IST V1 dargestellt.

Für die Auswertung des zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und des zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve werden die Wertepaare σ_a und $\varepsilon_{a,p}$ angesetzt. In der Literatur wird hierfür häufig die lineare Regression im doppelt logarithmischen Raum verwendet. Im vorliegenden Fall wurde jedoch eine bessere Übereinstimmung zwischen der ermittelten zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und den im Versuch gemessenen Umkehrpunkten erzielt, wenn die Methode des generalisierten reduzierten Gradienten eingesetzt wurde. Mit der Methode des generalisierten reduzierten Gradienten (GRG) kann die von mehreren Variablen $K^{'}$ und $n^{'}$ abhängige nichtlineare Funktion optimiert werden. An dieser Stelle sei zusätzlich erwähnt, dass die Auswertung der ZSDK aus den Incremental Step Tests sehr empfindlich auf die verwendeten Wertepaare der Umkehrpunkte reagiert. Um eine möglichst gute Übereinstimmung der Ergebnisse mit der realen, im Versuch gemessenen ZSDK als Verbindung der Umkehrpunkte zu erhalten, hat sich in diesem Fall gezeigt, dass Wertepaare mit einem plastischen Dehnungsanteil kleiner $\varepsilon_{a,p} < 0{,}02\,\%$ von der Auswertung ausgeschlossen werden sollten. In Abbildung 5.27

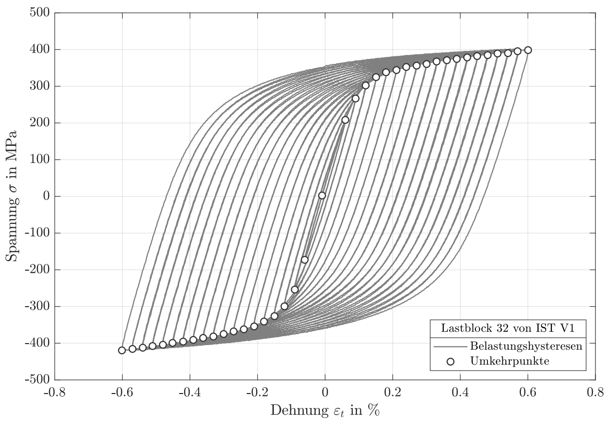


Abbildung 5.26: Belastungshysteresen des stabilisierten Belastungsblock 32 aus Incremental Step Test V1 für den HX380LAD

sind verschiedene zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven abgebildet. Als Referenz ist die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve dargestellt, die sich aus der Verbindung der Umkehrpunkte ergibt. Ergänzend sind die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve mittels Regression und mittels der Methode des generalisierten reduzierten Gradienten jeweils ohne Berücksichtigung der Wertepaare mit einem plastischen Dehnungsanteil kleiner $\varepsilon_{a,p} < 0{,}02\,\%$ aufgetragen. Obwohl sich die beiden Kurven nur geringfügig unterscheiden, zeigt die ZSDK nach GRG eine bessere Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Um die Sensitivität auf die Verwendung der Wertepaare zu zeigen, ist in Abbildung 5.27 zusätzlich die ZSDK nach GRG unter Verwendung aller Umkehrpunkte ohne Ausschluss der Wertepaare mit einem plastischen Dehnungsanteil kleiner $\varepsilon_{a,p} < 0{,}02\,\%$ dargestellt. Hier sind deutliche Abweichungen von den übrigen zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven zu erkennen. Der Ausschluss dieser Wertepaare ist daher erforderlich.

Tabelle 5.14: Ergebnisse der zyklischen Kennwerte $K^{'}$ und $n^{'}$ der ZSDK aus dem Incremental Step Test V1 für verschiedene Lastblöcke der Probe aus HX380LAD

Incremental Step Test V1				
Lastblock	4	32	60	Mittelwert
$K^{'}$ in MPa	741,78	759,78	1113,22	752,94
$n^{'}$	0,106354	0,116303	0,195873	0,113814

Wird die Abbildung 5.25 betrachtet, so ist erkennbar, dass sich für den untersuchten Werkstoff $HX380LAD$ keine Stabilisierung des Werkstoffverhaltens einstellt. Die Spannungsextrema werden für jeden Lastblock bei konstanten Dehnungsextrema kleiner und es zeigt sich ein transientes Werkstoffverhalten. Daher sind in Tabelle 5.14 und 5.15 die Ergebnisse der zyklischen Kennwerte der ZSDK aus den Incremental Step Tests für verschiedene Lastblöcke dargestellt. Dabei wurden sowohl der Lastblock 4 zum Vergleich mit den Einstufenversuchen als auch der Lastblock 32 für IST V1 und

Tabelle 5.15: Ergebnisse der zyklischen Kennwerte $K^{'}$ und $n^{'}$ der ZSDK aus dem Incremental Step Test V2 für verschiedene Lastblöcke der Probe aus HX380LAD

Incremental Step Test V2				
Lastblock	4	40	76	Mittelwert
$K^{'}$ in MPa	764,76	770,20	3828,26	770,30
$n^{'}$	0,113156	0,122005	0,431062	0,120806

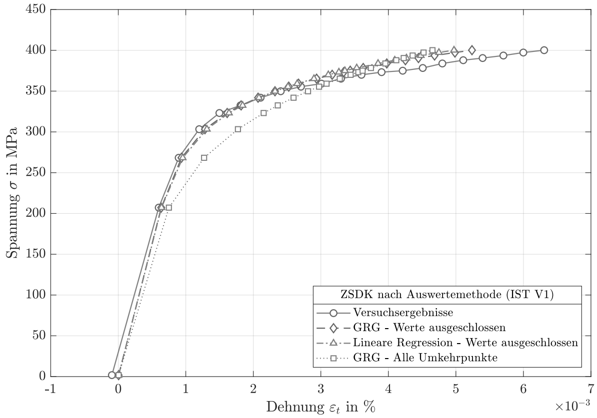


Abbildung 5.27: Vergleich der verschiedenen Auswertungen der zyklisch stabilsierten Spannungs-Dehnungs-Kurve am Beispiel des IST V1 für den HX380LAD

der Lastblock 40 für IST V2 bei der halben Anrissschwingspielzahl N ausgewertet. Zusätzlich sind zum Vergleich die Werte für jeweils einen der letzten Lastblöcke sowie der Mittelwert aller Lastblöcke dargestellt. Damit soll ein Überblick über das Werkstoffverhalten über die gesamte Lebensdauer gegeben werden. Zudem ist zu erkennen, dass eine Verwendung der Kenngrößen aus der Auswertung des Belastungsblocks bei der Hälfte der Anrissschwingspiel N sinnvoll erscheint. Weiterhin ist in Tabelle 5.14 und 5.15 zu sehen, dass die Kennwerte des Lastblocks bei halber Anrissschwingspielzahl gut mit den Mittelwerten der Kennwerte aus allen Lastblöcken übereinstimmen. Somit wird das Werkstoffverhalten im Mittel gut abgebildet. Der Einfluss der verwendeten Lastblöcke auf die Lebensdauer wird in Kapitel 7 nochmals überprüft und bewertet.

Auch wenn die Bestimmung der ZSDK aus dem Incremental Step Test mit deutlich geringerem Versuchs- und Materialaufwand möglich ist und die so ermittelte ZSDK besonders für variierende Betriebsbelastungen geeignet ist, bleibt die Frage nach der Dehnungs-Wöhlerlinie offen. Vormwald und Seeger [Vormwald et al. 1988] haben eine Methode entwickelt, die Dehnungs-Wöhlerlinie aus zwei Incremental Step Tests abzuleiten, bei denen sich die maximalen Dehnungen $\varepsilon_{a,max}$ idealerweise etwa um den Faktor 2 unterscheiden. Die so ermittelte Dehnungs-Wöhlerlinie ist insbesondere im Bereich der Dauerfestigkeit unschärfer als die aus Einstufenversuchen, aber dennoch für eine erste Abschätzung geeignet, wenn z. B. wenig Zeit oder Material zur

Verfügung steht. In dieser Arbeit stehen jedoch keine zwei IST mit unterschiedlichen Maximaldehnungen $\varepsilon_{a,max}$ zur Verfügung, so dass diese Methode hier nicht weiter betrachtet wird.

5.12 Diskussion der experimentellen Untersuchungen

In Abschnitt 5.7 wurde der erste Teil der experimentellen Untersuchungen, die Voruntersuchungen, zusammengefasst und bewertet. Dabei hat sich herausgestellt, dass in den Abschnitten der quasi-statischen und zyklischen experimentellen Untersuchungen eine Analyse und Bewertung des Grundmaterials ohne Differenzierung des Materials an den potentiell versagenskritischen Stellen aus Tabelle 3.1 ausreichend ist. Daher wurden zunächst quasi-statische Zugversuche an Knochenproben am Grundwerkstoff eines $HX380LAD$ der Fahrschiene des Shuttle-Fahrzeugs eines automatisierten Hochregallagers durchgeführt. Dabei ergaben sich eine Streckgrenze von $R_{eH} = 417{,}19 MPa$, eine 0,2-Dehngrenze $R_{p0,2} = 390{,}43\, MPa$ und eine Zugfestigkeit von $R_m = 469{,}65\, MPa$ sowie ein E-Modul von $E = 206\,451\, MPa$ im charakteristischen Bereich. Damit liegt der Werkstoff $HX380LAD$ im Bereich der Normgrenzen. Der E-Modul liegt zudem sehr nahe an dem in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] angegebenen Normwert von $E = 206\,000\, MPa$. Die weiteren Ergebnisse der Zugversuche sind im Anhang E aufgeführt.

Im letzten Abschnitt der experimentellen Untersuchungen wurden die zyklischen Versuche am Grundwerkstoff durchgeführt. Dabei wurden spannungsgeregelte einstufige Wöhlerversuche zur Ermittlung der Dauerfestigkeit, dehnungsgeregelte einstufige Wöhlerversuche zur Ermittlung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve, der Dehnungs-Wöhlerlinie sowie der Schädigungsparameter-Wöhlerlinien des Werkstoffes durchgeführt. Als Alternative zu den sehr umfangreichen dehnungsgeregelten Einstufenwöhlerversuchen wurden Incremental Step Tests realisiert, aus denen ebenfalls die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve abgeleitet wurde. An dieser Stelle sollen Vergleiche zwischen den Ergebnissen der dehnungsgeregelten Einstufen-Wöhlerversuche und den Incremental Step Tests angestellt werden, da die dehnungsgeregelten Einstufen-Wöhlerversuche einen hohen Versuchsaufwand bedeuten, der durch die Incremental Step Tests ggf. reduziert werden könnte, wenn die Ergebnisse beider Versuchsarten vergleichbar sind. Für die Ermittlung der Dauerfestigkeit aus den spannungsgeregelten Einstufenversuchen nach dem Treppenstufenverfahren wird in der Literatur das Verfahren nach HÜCK [Hück 1983] bzw. die erweiterte Methode nach HÜCK von [Müller 2015] empfohlen. Dabei resultiert für die beiden Überlebenswahrscheinlichkeiten 50 % und 97,5 % eine Ermüdungsfestigkeit von $\sigma_{D,50\%} = 218{,}86\, MPa$ bzw. $\sigma_{D,97,5\%} = 205{,}27\, MPa$. Ähnliche Ergebnisse ergeben sich nach dem Verfahren von Dixon und Mood [Dixon et al. 1948] und nach der Maximum-Likelihood-Methode unter Verwendung der Versuchsergebnisse, wie sie auch bei [Hück 1983] und [Müller 2015] verwendet werden, auf Horizonten, die im Zuge des Treppenstufenverfahrens wieder erreicht werden. Nach Deubelbeiss [Deubelbeiss 1974] und der Maximum-Likelihood-Methode unter Verwendung aller Versuchsergebnisse ergeben sich deutlich konservativere Ergebnisse, die aber durchaus miteinander vergleichbar sind. Ausgehend von den Untersuchungen in dieser Arbeit wird die Methode nach HÜCK [Hück 1983] in seiner erweiterten Form nach Müller [Müller 2015] empfohlen.

Einen weiteren umfangreichen Teil der experimentellen Untersuchungen stellen die dehnungsgeregelten zyklischen Versuche dar. Es wurden sowohl dehnungsgeregelte einstufige Wöhlerversuche als auch Incremental Step Tests durchgeführt, um die zyklischen Kennwerte aus beiden Versuchsarten miteinander vergleichen und den Einfluss der Versuchsart auf die Lebensdauer der betrachteten Fahrschiene eines Shuttle-Systems beurteilen zu können. Die Kennwerte der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve aus beiden Versuchsarten sind in Tabelle 5.16 angegeben.

Tabelle 5.16: Ergebnisse der einstufigen Wöhlerversuche und der Incremental Step Tests der Proben aus HX380LAD

Einstufenversuche			Incremental Step Test		
$K^{'}$	894,75	MPa	V1		
$n^{'}$	0,148	-	$K^{'}$	759,78	MPa
$\sigma_f^{'}$	778,42	MPa	$n^{'}$	0,1163	-
$\varepsilon_f^{'}$	0,24395	-	V2		
b	-0,0891	-	$K^{'}$	770,20	MPa
c	-0,5532	-	$n^{'}$	0,1220	-

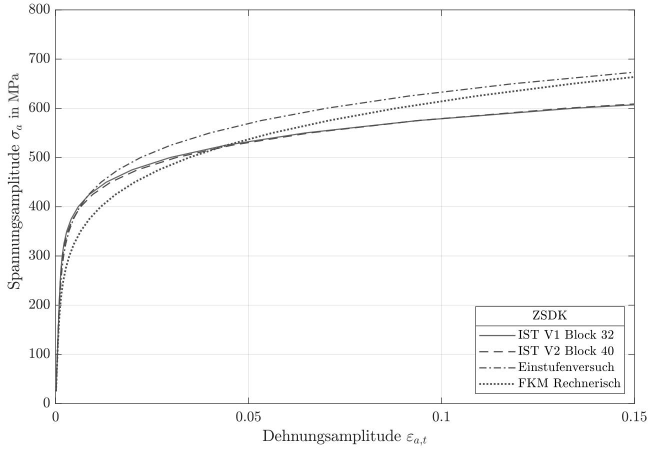


Abbildung 5.28: Vergleich der verschiedenen Auswertungen der zyklisch stabilsierten Spannungs-Dehnungs-Kurve des HX380LAD

In Abbildung 5.28 sind die zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den Wöhlerversuchen und den Incremental Step Tests grafisch dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die beiden ZSDK aus IST V1 und IST V2 sehr nahe beieinander liegen. Bis zu einem Bereich von $\varepsilon_{a,t} = 2\,\%$ stimmen sie auch mit der ZSDK aus den Einstufenversuchen überein. Für Dehnungsamplituden jenseits dieses Punktes ist die ZSDK aus den Einstufenversuchen etwas steiler als die aus den IST. Die ZSDK aus der rechnerischen Abschätzung nach der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] verläuft schon bei sehr kleinen Dehnungen $\varepsilon_{a,t}$ etwas flacher, nähert sich aber im Bereich $\varepsilon_{a,t} = 15\,\%$ der Kurve aus den Einstufenversuchen etwas an. Sie erscheint daher etwas konservativer als die ZSDK aus den Einstufenversuchen. Im Bereich großer Dehnungsamplituden hingegen liegt die Kurve der ZSDK nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] zwischen den Kurven nach Einstufenversuch und nach Incremental Step Tests. Eine direkte Bestimmung der Dehnungs-Wöhlerlinie und der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie ist in diesem Fall nicht möglich. Es besteht jedoch die Möglichkeit einer analytischen Abschätzung. Dies wird in Kapitel 7 betrachtet. Der Einfluss der vorgestellten Auswertungen auf die Lebensdauer der untersuchten Fahrschiene eines Shuttle-Fahrzeugs in einem automatisierten Hochregallager wird im Kapitel 7 näher untersucht und bewertet. Hier werden auch die Einflüsse der in Abschnitt 4.1 vorgestellten Abschätzverfahren diskutiert und bewertet.

6 Numerische Untersuchungen

6.1 Einführung

In diesem Kapitel werden zunächst die Grundlagen der Finite-Elemente-Methode erläutert. Dabei wird auf lineare und nichtlineare Berechnungen sowie auf die implizite und explizite Zeitintegration als Lösungsverfahren eingegangen. Im nächsten Abschnitt wird das verwendete Materialmodell, sowohl linear-elastisch als auch elastisch-plastisch, beschrieben und die Eingabe in die Software Abqus aufgelistet. Anschließend wird die Elementauswahl für die im Anschluss durchgeführten numerischen Simulationen diskutiert. Zur Ermittlung der Eigenspannungen über den Querschnitt der Fahrschiene, insbesondere im kaltumgeformten Biegebereich, werden 2D-Simulationen des Umformprozesses und der Rückfederung durchgeführt und mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchung verglichen. Im nächsten Abschnitt wird die Nachweisstelle mittels linear-elastischer Volumensimulation identifiziert, bevor der Spannungsgradient und die hochbeanspruchte Fläche nach der Methode SPIEL berechnet werden. Schließlich erfolgt die elastisch-plastische Volumensimulationen zur Ermittlung der Traglastformzahl, dem Verhältnis aus elastisch-plastischer Traglast zu rein elastischer Traglast. Um den Simulationsaufwand potentiell reduzieren zu können, werden in einem letzten Schritt die Nachweisstelle und der Spannungsgradient zusätzlich mittels Schalenelementsimulation erarbeitet und mit den Ergebnissen der Volumenelementsimulation verglichen.

6.2 Grundlagen

6.2.1 Finite Element Methode

Die Grundidee der **F**inite **E**lement **M**ethode (FEM) besteht darin, ein komplexes, kontinuierlich betrachtetes Problem oder Bauteil in eine finite Anzahl kleiner Elemente zu diskretisieren, deren Verhalten genau beschrieben werden kann. Anschließend erfolgt die Lösung, genauer die Näherung, durch numerische Methoden. Dabei müssen technische Vorgänge oder reale Bauteile zunächst durch physikalische Gesetzmäßigkeiten, meist in Form mathematischer Modelle, z. B. durch gewöhnliche oder partielle Differentialgleichungen, beschrieben werden. Dabei werden in der Regel bereits Vereinfachungen vorgenommen, um eine Abbildung zu ermöglichen. Ist die Lösung dieser Gleichungen mit analytischen Methoden nicht mehr geschlossen möglich, können numerische Näherungen wie die Finite-Elemente-Methode verwendet werden. Dazu muss die kontinuierliche Differentialgleichung bzw. Integralgleichung zunächst in ein n-dimensionales Ersatzproblem überführt und anschließend mit gegebenen Anfangs- und Randbedingungen gelöst werden [Gebhardt 2014, Jung et al. 2013, Wagner 2019]. Ursprünglich für den Bereich der Strukturmechanik entwickelt, wird die FEM heute in den unterschiedlichsten Bereichen eingesetzt [Knothe et al. 2017]. Dazu zählen unter anderem [Brand 2016, Jung et al. 2013]:

- Statik, zur Ermittlung von Verformungen, Spannungen etc.
- Dynamik, bei der Eigenfrequenzermittlung etc.
- Strömungsprobleme, wie Strömung von Gasen oder zur Ermittlung von Strömungsgeschwindigkeiten und Drücke etc.
- Stabilitätsprobleme, wie Knicken oder Beulen etc.
- Temperaturprobleme, wie die Wärmeleitung von Festkörpern, Temperaturverteilungen, temperaturbedingte Spannungen etc.
- Akustik, wie Schallverteilung etc.
- Crash-Verhalten, d. h. die Verformungen, Beschleunigungen etc.
- Umformprozesse, wie zum Tiefziehen oder Kaltumformen in Herstellprozessen
- u. v. m.

Es können auch Kopplungen der aufgelisteten Probleme untersucht werden, wie z. B. Fluid-Struktur-Interaktionen oder gekoppelte thermomechanische Analysen oder elektromagnetische Probleme. Die Lösung eines FE-Problems kann grob in fünf Schritte unterteilt werden. Zunächst in die methodengerechte Aufbereitung des Problems, dann in die Phase des Pre-Prozessesing und die nachfolgende Berechnungsphase. Anschließend erfolgt das sogenannte Post-Processing und abschließend ist immer eine Plausibilitätsprüfung durchzuführen [Klein 2015]. Im Folgenden wird die Vorgehensweise anhand einer strukturmechanischen Untersuchung erläutert.

Der erste Schritt bei der methodengerechten Aufbereitung des Problems ist die Erstellung eines diskreten Modells. Das Modell ist in geeignete Elemente wie Stab-, Schalen-, Scheiben- oder Volumenelemente zu unterteilen, die häufig unterschiedliche Eigenschaften bei der Kraftübertragung aufweisen. Die Elemente werden über ihre Eckpunkte (Knoten) miteinander verbunden. Hierbei ist stets auf die Verträglichkeit der Verschiebungen an den Knoten zu achten.

Im zweiten Schritt, dem Preprocessing, wird das Netz erzeugt, d. h. die Anordnung und Größe der zuvor ausgewählten Elementtypen im Modell. Die Größe der gewählten Elemente ist dabei von Bedeutung, denn je kleiner die Elemente gewählt werden, desto mehr Berechnungspunkte stehen im Modell zur Verfügung und desto genauer stimmen die Näherungen aus der FEM mit der Realität überein. An Stellen mit hohen Gradienten oder an Stellen, an denen genauere Erkenntnisse z. B. über den vorherrschenden Spannungszustand gefordert werden, sollte die Vernetzung im untersuchten Bereich feiner gewählt werden. Damit einher geht jedoch immer eine Erhöhung der Rechenzeit. Es ist daher sinnvoll, einen geeigneten Mittelweg zwischen Netzfeinheit und Rechenzeit zu finden. Des Weiteren werden in der Phase des Pre-Processings auch die Randbedingungen wie Lagerungsbedingungen, Symmetrien oder Halterungen zum Modell hinzugefügt, da erst dadurch die Verformung verhindert wird und die mechanischen Vorgänge stattfinden. Bevor der Berechnungsschritt gestartet werden kann, müssen dem Modell noch die Elementeigenschaften, die Materialkennwerte sowie der Belastungszustand zugewiesen werden. Insbesondere bei der geometrischen Übertragung des Modells werden häufig Vereinfachungen vorgenommen, dennoch soll die reale Bauteilgeometrie, der Werkstoff, die Beanspruchung, die Randbedingungen etc. so einfach wie möglich, aber so genau wie nötig abgebildet werden [Klein 2015,Schier 2023].

In der dritten Phase der eigentlichen Berechnungen wird die Verschiebung bzw. der Verschiebungsvektor für jeden Berechnungspunkt eines Elements bestimmt, wobei die Anzahl dieser je nach Elementtyp variiert. Dazu müssen die Gleichungen jedes Berechnungsknotens mit den drei Unbekannten aus den Verschiebungsrichtungen des Koordinatensystems zu einem Gleichungssystem für das gesamte Modell zusammengefasst werden. Allgemein gilt nach Gleichung 6.1, dass die äußere Kraft F der Steifigkeit K multipliziert mit der Verschiebung u entspricht.

$$\{F\} = [K] \cdot \{u\} \tag{6.1}$$

Die Steifigkeitsmatrix ergibt sich aus der Geometrie des Bauteils und des Materialgesetzes. Im Falle der strukturmechanischen Betrachtung wird das Gleichungssystem zunächst durch verschiedene Lösungsverfahren (vgl. Abschnitt 6.2.2) gelöst. In einem nächsten Schritt kann unter Verwendung des Materialgesetzes die gewünschte Größe, wie z. B. die Spannungsverteilung, die vorhandenen Dehnungen oder die Reaktionskräfte, rückgerechnet werden. Insbesondere die Lösung des Gleichungssystems erfordert eine hohe Rechenleistung [[Klein 2015],[Brand 2016],[Steinke 2015]].

Im vierten Schritt, dem Post-Processing, werden die ermittelten Ergebnisse graphisch aufbereitet und meist mit Hilfe von Farbskalen dargestellt. So ist es möglich, sich schnell einen Überblick über das Gesamtergebnis zu verschaffen oder sich die Ergebnisse gezielt für einzelne Bereiche oder sogar einzelne Knoten anzeigen zu lassen.

Der letzte und einer der wichtigsten Schritte ist die anschließende Plausibilitätskontrolle, denn das FE-Programm rechnet alles formal richtig aus, auch wenn es nicht der Realität entspricht. Fehlerquellen bei der FE sind die falsche Annahme von Randbedingungen, die falsche Wahl des Elementtyps oder auch zu stark vereinfachte Geometrien bzw. zu grob vernetzte Geometrien. Eine weitere potentielle Fehlerquelle sind Singularitäten, die häufig bei Lagerungsbedingungen auftreten. Hier steigen die Spannungen teilweise an einem einzigen Rechenknoten extrem stark an, obwohl dies in der Realität nicht auftritt. Bei globalen Analysen werden die Ergebnisse durch Singularitäten oft auch sehr verzerrt dargestellt, da die Farbskala auf einen sehr hohen Extremwert skaliert ist [[Klein 2015], [Gebhardt 2014]]. Neben der Netzfeinheit ist auch die Anzahl der abzubildenden physikalischen Phänomene ein entscheidender Faktor für die Rechenzeit. Je mehr Nichtlinearitäten im Modell vorhanden sind, desto komplexer und aufwändiger wird die Simulation. Dies soll anhand der Abbildung 6.1 näher erläutert werden.

Bei linearen Systemen besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der einwirkenden Größe, z. B. einer Kraft, und der resultierenden Größe, hier einer Verformung. Daher muss nicht für jeden Belastungszustand eine neue FE-Berechnung durchgeführt werden, sondern es kann lediglich ein Skalierungsfaktor verwendet werden (vgl. Abbildung 6.1 links). Aufgrund zahlreicher Umstände, die in der Realität häufig auftreten, kann dieser lineare Zusammenhang jedoch eingeschränkt oder gänzlich verändert werden (vgl. Abbildung 6.1 rechts). Ursachen, die zu einer Nichtlinearität führen, sind u. a. die vorliegenden Kontaktbedingungen, die die Steifigkeit beeinflussen können, nichtlineares Materialverhalten oder geometrische Nichtlinearitäten, wie z. B. durch große Verformungen, die die Steifigkeit verändern oder Lasten, die sich mit der Verformung ändern [Gebhardt 2014]). Heutzutage gibt es eine Vielzahl von Programmen für die Finite-Elemente-Berechnung. In dieser Arbeit wird die nichtlineare Finite Ele-

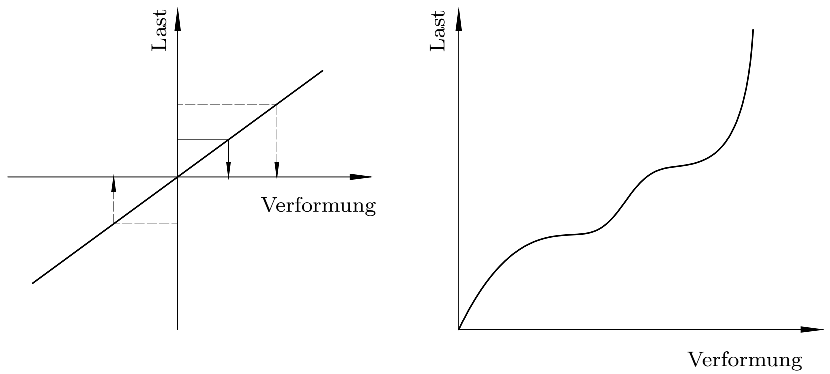


Abbildung 6.1: Gegenüberstellung eines linearen (links) und nichtlinearen (rechts) Zusammenhangs von Last und Verformung nach [Gebhardt 2014]

ment Software Abaqus der Firma Dassault Systèmes SE für alle FE-Berechnungen verwendet.

6.2.2 Zeitintegrationsverfahren

Bei der Lösung des Gleichungssystems in der Finite-Elemente-Methode stehen zwei Berechnungsverfahren zur Verfügung. Beim impliziten Verfahren (vgl. Abbildung 6.2 links), auch implizite Zeitintegration genannt, ist die Steifigkeitsmatrix K_{n+1} (vgl. Gleichung 6.1) für den jeweils nächsten Zeitschritt noch unbekannt und hängt von der unbekannten Verschiebung u_{n+1} ab. Um den Verschiebungsvektor bestimmen zu können, muss zunächst die Steifigkeitsmatrix invertiert und anschließend das gekoppelte Gleichungssystem bestimmt und vom Solver gelöst werden. Ausgehend von einer Anfangssteifigkeit K_0 kann die Interation gestartet werden. Das nun verformte Modell bildet die Grundlage für die Steifigkeitsmatrix des nächsten Iterationsschrittes. Hier werden die durch die Verformung verursachten Kontaktänderungen, Änderungen der Elementsteifigkeiten oder der Lasten usw. berücksichtigt. Diese Iteration wird so oft durchlaufen, bis Konvergenz eintritt, d. h. bis die Änderung von einer Iterationsschleife zur nächsten unter einem definierten Wert liegt. Bei Nichtlinearitäten muss sogar jeder einzelne Zeitschritt iterativ gelöst werden. In Abbildung 6.2 ist auf der linken Seite der schematische Ablauf einer impliziten Zeitintegration dargestellt. Hier sind die einzelnen Zeitschritte bzw. Lastschritt sowie die im Schritt selbst notwendigen Integrationsschritte zur Lösungsfindung dargestellt. Der Vorteil dieses Verfahrens ist, dass die Zeitschritte relativ groß gewählt werden können und das Lösungsverfahren immer relativ stabil läuft. Zudem ist das implizite Verfahren im Gegensatz zum expliziten Verfahren nicht von der Kantenlänge der Elemente abhängig, so dass detailreiche Bauteilausschnitte, z. B. zur möglichst genauen Bestimmung der Spannungsspitze an einer Kerbe, fein vernetzt werden können, ohne dass die Rechenzeit stark beeinflusst wird. Dies ist insbesondere bei der Simulation der Ermüdungsfestigkeit bzw. Lebensdauer eines Bauteils von großer Bedeutung. Denn Abweichungen in der Spannungsermittlung haben aufgrund des logarithmischen Zusammenhangs zwischen einwirkender Spannung und ertragbarer Schwingspielzahl einen deutlichen Einfluss auf die Lebensdauer. Nachteil des impliziten Verfahrens ist, dass die einzelnen Iterationsschritte sehr aufwendig sein können und bei falscher Wahl des Zeitschrittes oft keine Konvergenz erreicht wird. Die Wahl des Zeitschrittes ist daher entscheidend [Gebhardt 2014].

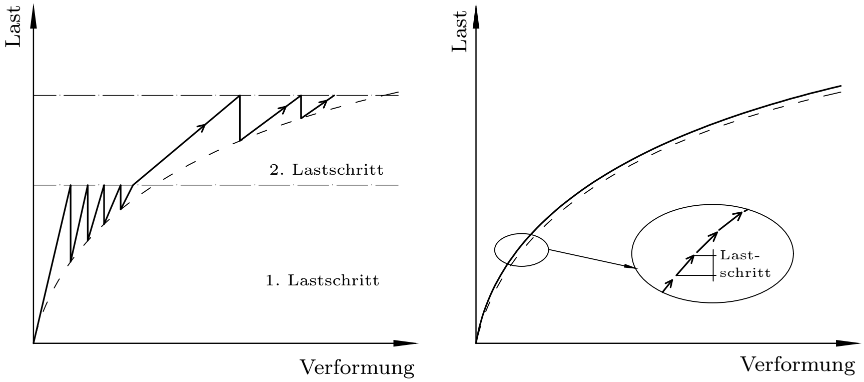


Abbildung 6.2: Gegenüberstellung des schematischen Ablaufs eines impliziten (links) und expliziten Integrationsverfahren (rechts) nach [Zimmermann 2001]

Bei der expliziten Zeitintegration (vgl. Abbildung 6.2 rechts), auch explizites Verfahren genannt, wird auf Basis der im aktuellen Zeitschritt bekannten Steifigkeitsmatrix auf die Steifigkeitsmatrix des nächsten Zeitschritts extrapoliert. Auf diese Weise können die einzelnen Zeitschritte durch den Solver schnell gelöst werden, da nur der Verschiebungsvektor neu bestimmt werden muss und nicht noch zusätzlich die Steifigkeitsmatrix invertiert werden muss. Es muss folglich keine Gleichgewichtsiteration durchgeführt werden. Allerdings hat dies im Vergleich zum impliziten Verfahren keinen Einfluss auf die Größe des Gleichungssystems aus drei Richtungsgrößen pro Berechnungsknoten. Bei der expliziten Zeitintegration müssen die Zeitschritte sehr klein sein, etwa in der Größenordnung der höchsten Eigenfrequenz des untersuchten Bauteils oder Systems. Der Zeitschritt ist dabei über die Schallgeschwindigkeit c mit der kleinsten Elementkantenlänge verknüpft. In Abaqus wird dies über die Beziehung aus Gleichung 6.2 abgebildet.

$$\Delta t = \frac{l_e}{c} = \frac{l_e}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}} \tag{6.2}$$

Hierbei entspricht l_e der Elementkantenlänge des kleinsten Elements, E dem E-Modul und ρ der Rohdichte des Werkstoffs. Dies bedeutet aber auch, dass lokale Netzverfeinerungen, auch wenn sie nur einen kleinen Bereich des Modells betreffen, bei der expliziten Berechnung einen großen Einfluss auf die Rechenzeit haben. Um diesen Effekt bei der expliziten Berechnung zu umgehen, wird die Eigenfrequenz durch eine Erhöhung der Dichte der kleinen Elemente erhöht und damit die zulässige kleinste Elementlänge vergrößert. Der Effekt der Massenskalierung ist jedoch nicht unbegrenzt anwendbar. Der Vorteil des expliziten Verfahrens ist, dass durch die bereits kleine Zeitschrittweite die vorhandenen Nichtlinearitäten und Kontaktbedingungen gut abgebildet werden können.

6.3 Materialmodell

6.3.1 Materialmodell von Stahl

Linear-Elastisch
Das elastische Werkstoffverhalten ist im Allgemeinen dadurch gekennzeichnet, dass der Spannungs-Dehnungs-Pfad der Belastung und der der Entlastung identisch ist. Bei vollständiger Entlastung bleibt keine Verformung zurück und die Ursprungsform wird unmittelbar wieder angenommen. Somit ist eine zeitliche und geschichtliche Souveränität gegeben. Dieses Verhalten wird auch als reversibles Verhalten bezeichnet, da bei der Formänderung keine Energiedissipation stattfindet [Wagner 2019]. Elastisches Materialverhalten kann linear-elastisch oder auch nichtlinear-elastisch sein. Für beide gelten jedoch die genannten Zusammenhänge. Die einfachste Möglichkeit, das Materialverhalten in numerischen Untersuchungen zu beschreiben, ist das linear-elastische Materialverhalten. Dieses Verhalten wird üblicherweise, so auch in dieser Arbeit, zur Beschreibung von Metallen verwendet. Dabei wird von isotropem Verhalten ausgegangen. Die Beschreibung des linear-elastischen Materialverhaltens erfolgt dabei über das Hook'sche Gesetz, welches Spannungen und Dehnungen über konstante Koeffizienten proportional verknüpft [Rust 2016,Dassault Systèmes 2016].

Elastisch-Plastisch
Sobald nach einer Entlastung Verformungen im System verbleiben, wird von plastischem Werkstoffverhalten gesprochen. Der Spannungs-Dehnungs-Pfad der Belastung stimmt nicht mehr mit dem der Entlastung überein, auch wenn die Steigung bzw. Steifigkeit beider dem Elastizitätsmodul E des Werkstoffs entspricht. Es handelt sich um einen irreversiblen Prozess, bei dem Energie dissipiert wird. Daraus ergibt sich eine Abhängigkeit von der Belastungsgeschichte [Werkle 2021]. Die Gesamtdehnung setzt sich immer aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammen. Eine der einfachsten Beschreibungen des plastischen Materialverhaltens ist das ideal elastisch-plastische Materialverhalten. Hier wird das Verhalten nach Überschreiten der Fließgrenze ebenfalls durch einen linearen Zusammenhang beschrieben. Eine Verfestigung kann dabei auftreten. Die Steigung dieses linearen Zusammenhangs ist jedoch deutlich geringer als im elastischen Bereich [Nasdala 2012]. In dieser Arbeit wird hingegen zur Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens von Stahl ein multilinearer Ansatz zur Beschreibung des plastischen Dehnungsanteils verwendet. Dabei wird die aus den Zugversuchen ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurve (vgl. Abschnitt 5.8) verwendet. Die genaue Eingabe in die Software Abaqus ist in Abschnitt 6.3.2 beschrieben. Um zu überprüfen, ob bei einem gegebenen Spannungszustand noch rein elastisches Verhalten vorliegt oder bereits ein plastischer Anteil enthalten ist, gibt es sogenannte Fließkriterien. In Abaqus wird für die Plastizität von Metallen üblicherweise das von Mises Fließkriterium verwendet. Dieses Kriterium beschreibt eine Fließfläche im dreidimensionalen Raum, ab deren Überschreitung plastisches Materialverhalten auftritt. Es handelt sich folglich um eine Grenzfläche zwischen elastischem und plastischem Verhalten [Nasdala 2012, Dassault Systèmes 2016].

6.3.2 Eingabe in Abaqus

Linear-Elastisch
Die Beschreibung des linear-elastischen Werkstoffverhaltens in Abaqus erfolgt rein durch die Angabe des Elastizitätsmoduls E und der Poissonzahl ν. Dabei wurden für die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen die Werte gemäß Tabelle 6.1 verwendet.

Tabelle 6.1: Eingabedaten in Abaqus zur Beschreibung des elastischen Materialverhaltens

E-Modul	E	206451	MPa
Poissonzahl	ν	0,3	–
Rohdichte	ρ	7850	kg/m^3

Darüber hinaus ist bei der Materialeingabe in Abaqus die Angabe der Rohdichte des Materials von Bedeutung. Daraus ergibt sich einerseits das Eigengewicht des modellierten Bauteils und andererseits die Eigenfrequenz des Systems, die je nach Berechnungsart von Bedeutung ist. Zudem ist immer auf die Eingabe in SI-Einheiten zu achten.

Elastisch-Plastisch
Die Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens setzt sich, wie bereits erwähnt, aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammen. Die Eingabe der elastischen Parameter ist in Tabelle 6.1 aufgelistet. Die Beschreibung des plastischen Dehnungsanteils erfolgt in Abaqus immer über die wahren Spannungen und logarithmischen plastischen Dehnungen. In [Dassault Systèmes 2016] sind folgende Gleichungen 6.3 und 6.4 zur Umrechnung der technischen Spannung und Dehnung aus einem Zugversuch bei isotropem Verhalten angegeben.

$$\sigma_{wahr} = \sigma_{tech} \cdot (1 + \varepsilon_{tech}) \tag{6.3}$$

$$\varepsilon_{ln}^{pl} = \ln(1 + \varepsilon_{tech}) - \frac{\sigma_{wahr}}{E} \tag{6.4}$$

Die Tabelle 6.2 enthält die Eingabewerte der wahren Spannung und der logarithmischen plastischen Dehnung zur Beschreibung des plastischen Materialverhaltens. Sie wurden anhand der Ergebnissen der Zugversuche aus Abschnitt 5.8 ermittelt. In der elastisch-plastischen Simulation werden dann sowohl die Angaben zum elastischen als auch zum plastischen Materialverhalten kombiniert, um das Gesamtverhalten abzubilden. Auch hier ist auf die Eingabe in SI-Einheiten zu achten.

Einheitsfall
Bei der Bestimmung der hochbeanspruchten Fläche nach dem Verfahren SPIEL, **Sp**annungs**i**ntegralermittlung aus **E**inheits**l**astfällen nach Diemar [Diemar et al. 2005], in Abschnitt 6.6.4 wird auch ein sogenannter Einheitsfall zur Flächenbestimmung verwendet. Dieser Einheitsfall ist ein Spezialfall des rein elastischen Materialverhaltens, bei dem die Rohdichte ρ mit 1 angenommen wird. Es findet sozusagen eine Normierung statt, über die anschließend die Elementgröße bestimmt werden kann. Die Eingabe aus Tabelle 6.3 erfolgt ebenfalls in SI-Einheiten.

Tabelle 6.2: Eingabedaten in Abaqus zur Beschreibung des plastischen Materialverhaltens

σ_{wahr} in MPa	ε_{ln}^{pl}
421,35	0,000000
421,88	0,013990
428,43	0,023288
434,98	0,024906
441,52	0,028029
448,07	0,031156
454,62	0,034188
461,17	0,037787
467,72	0,041715
474,27	0,046110
480,82	0,050968
487,37	0,056391
493,92	0,062215
500,46	0,068743
507,01	0,076580
513,56	0,084293
520,11	0,093939
526,66	0,104195
533,21	0,115276
539,76	0,127578
546,31	0,142090
552,67	0,168395

Tabelle 6.3: Eingabedaten in Abaqus zur Beschreibung des Materialverhaltens für dem Einheitsfall

E-Modul	E	206000	MPa
Poissonszahl	ν	0,3	–
Rohdichte	ρ	1	kg/m^3

6.4 Elementwahl

Bei der Elementwahl ist immer darauf zu achten, dass ein Elementtyp gewählt wird, der dem Ziel der Simulation dient. Die Anzahl der möglichen Elementtypen in kommerzieller FEM-Software ist sehr groß und für jede Art von Simulation gibt es mehr oder weniger geeignete Elementtypen. Diese Elementtypen können grundsätzlich nach verschiedenen Kriterien klassifiziert werden. Zum einen nach der räumlichen Dimension. Hier erfolgt die Kategorisierung der Elemente in Anlehnung an die drei natürlichen Koordinatenrichtungen. Es wird zwischen 1D-, 2D- und 3D-Elementen unterschieden, wobei immer eine Differenzierung im Hinblick auf die Dimension des Berechnungsmodells notwendig ist. So kann z. B. in einem 3D-Modell auch ein 2D-Schalenelement verwendet werden. Häufig geht mit der räumlichen Dimension auch eine Kategorisierung nach der geometrischen Form des Elementes einher. Bei 2D-Elementen kann zwischen Dreieck- und Viereckelementen gewählt werden. Bei 3D-Elementen zwischen Tetraeder, Pentaeder (Prisma und Pyramide) und Hexaeder. Die Wahl der räumlichen Dimension und der geometrischen Form der Elemente hängt sowohl von der Dimension des Berechnungsmodells als auch maßgeblich von der Komplexität der Geometrie ab [Nasdala 2012, Wagner 2019].

Eine weitere Kategorisierung erfolgt über die Wahl der Ansatzfunktion und der damit einhergehenden Anzahl der Knoten. So kann in der Regel zwischen Elementen mit linearer und quadratischer Ansatzfunktion unterschieden werden. Elemente mit einer Ansatzfunktion für Polynome höheren Grades werden kaum verwendet. In der Abbildung 6.3 ist links ein Hexaederelement mit linearer Ansatzfunktion und rechts eines mit quadratischer Ansatzfunktion dargestellt. Während das lineare Hexaederelement an jedem Eckknoten einen Integrationspunkt besitzt, befinden sich beim quadratischen Hexaederelement zusätzliche Integrationspunkte an den Außenkanten des Elements genau zwischen den Eckknoten. Somit besitzt das Element mit linearer Ansatzfunktion acht und das Element mit quadratischer Ansatzfunktion 20 Integrationspunkte.

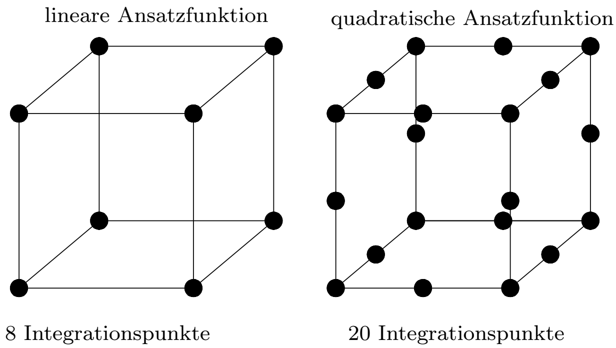


Abbildung 6.3: Hexaederelement mit linearer Ansatzfunktion (links) und quadratischer Ansatzfunktion (rechts)

Im Allgemeinen liefern Elemente mit mehr Integrationspunkten genauere Ergebnisse, insbesondere bei der vollständigen Gauß-Integration, und eignen sich besonders für Spannungsanalysen. Sie sind jedoch in der Regel mit einem hohen Rechenaufwand verbunden. Besonders Elemente mit voller Integration können sich im Vergleich zum realen Bauteil zudem zu steif verhalten. Dies gilt insbesondere für Elemente mit linearer Ansatzfunktion. Es kann zu Schub-Locking oder Volumen-Locking kommen, bei der die auftretende Verformung zu gering oder gar nicht abgeschätzt wird. Um den Rechenaufwand zu reduzieren und das potentiell zu steife Verhalten zu vermeiden, können anstelle der vollintegrierten Elemente auch Elemente mit reduzierter Integration verwendet werden. Bei der reduzierten Integration wird in jeder Richtung ein Integrationspunkt weniger verwendet. Durch diese Unterintegration kann es jedoch zum Hourglassing kommen, einem Effekt, bei dem das Element aufgrund der Unterintegration seinen Verzerrungszustand nicht bestimmen kann, da die Dehnung am Integrationspunkt null ist. Dies tritt insbesondere bei Elementen mit linearer Ansatzfunktion und reduzierter Integration auf. Eine Überprüfung, ob Hourglassing vorliegt, kann über die sogenannte artificial strain energy im gesamten Modell erfolgen. Ist diese im Vergleich zur gesamten inneren Energie sehr klein (kleiner als 1 %), kann der Effekt als unkritisch angesehen werden [Wagner 2019].

Die letzte Möglichkeit zur Kategorisierung von Elementen ist die nach Freiheitsgraden. In der Strukturmechanik sind dies in der Regel drei bis sechs Freiheitsgrade. So kann bei Strukturelementen zwischen Stab- und Balkenelementen (1D-Elemente) bzw. zwischen Platten-, Membran- und Schalenelementen (2D-Elemente) unterschieden werden. Bei den Volumenelementen (3D-Elemente) kann dagegen zwischen Tetraeder, Pentaeder (Prisma und Pyramide) und Hexaeder unterschieden werden. Mit Hilfe der Freiheitsgrade können die physikalischen Eigenschaften ausgedrückt werden. Elemente, die nicht für strukturmechanische Berechnungen, sondern z. B. für akustische oder thermische Berechnungen verwendet werden, können auch nur einen Freiheitsgrad aufweisen. Beispielsweise nur den Schalldruck bei akustischen Berechnungen oder nur die Temperatur bei thermischen Berechnungen [Nasdala 2012, Wagner 2019].

6.5 2D-Simulation des Umformungsprozesses der Schiene

Um vorhandene Eigenspannungen in der Fahrschiene ermitteln und mit den experimentellen Ergebnissen aus Abschnitt 5.5 vergleichen zu können, wurde der Herstellungsprozess der Schiene numerisch simuliert. Dazu wurde ein implizites Modell mit elastisch-plastischem Materialverhalten verwendet (vgl. Abschnitt 6.3.2). Da Stempel und Matrize wesentlich steifer sind als das Blech der Fahrschiene, wurden sie hier als unverformbar (discrete rigid) modelliert. Die Fahrschiene selbst wurde unter Verwendung von CPE4R-Elementen als verformbar modelliert. Dabei handelt es sich um ein rechteckiges Element mit vier Knoten und einer linearen Ansatzfunktion zur Bestimmung des ebenen Dehnungszustands unter Ausnutzung der reduzierten Integration und der Hourglass-Kontrolle. Obwohl das Ziel die Ermittlung des Spannungszustandes nach dem Umformprozess ist, wurden hier Elemente mit linearer Ansatzfunktion gewählt, da der Kontakt eine große Rolle spielt. Elemente mit linearer Ansatzfunktion werden bei Kontaktproblemen und potentiell verzerrten Netzen empfohlen, da sie vergleichsweise robust reagieren. Um den Spannungszustand dennoch ausreichend genau abbilden zu können, wurde die Elementgröße auf 0,25 mm festgelegt. Damit ergeben sich zwölf Elemente über die Höhe des 3 mm starken Bleches. Wie bei der realen Schiene wird ein Biegeradius von 3 mm bezogen auf die Innenkante in einem Winkel von 90° geformt. Die Simulation selbst besteht aus zwei Schritten, dem eigentlichen Umformprozess und der Rückfederung nach der Umformung. In der Abbildung 6.4 sind die Ergebnisse nach der Umformung für den Spannungszustand S11, d. h. der Normalspannung in x-Richtung dargestellt. Unmittelbar nach der Umformung dominieren erwartungsgemäß Druckspannungen auf der Innenseite der Schiene im Biegeradius und Zugspannungen auf der gegenüberliegenden Außenseite.

In der Abbildung 6.5 hingegen sind die Ergebnisse nach der Rückfederung, folglich der Eigenspannungszustand abgebildet. Hierbei ist der Spannungszustand insgesamt geringer und die Vorzeichen an der Außen- und Innenkante im Biegeradius haben sich umgekehrt. An der Innenkante liegen nun Zugeigenspannungen und an der Außenkante leichte Druckeigenspannungen vor.

Die Verteilung der Spannungen S11 über den Querschnitt in der Mitte des Biegeradius ist in Abbildung 6.6 genauer dargestellt. Hier ist in Abbildung 6.6a der Vergleich

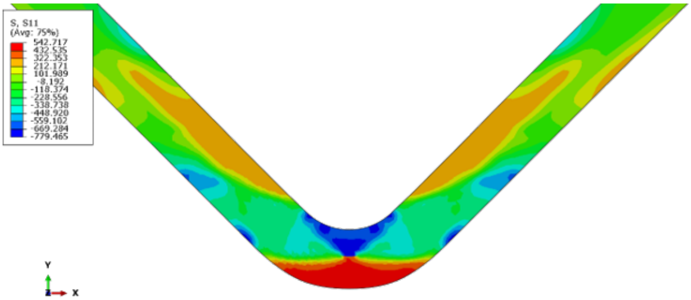


Abbildung 6.4: Spannungszustand S11 nach dem Umformprozess

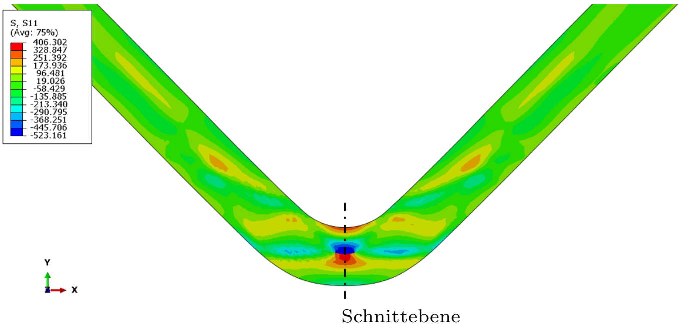
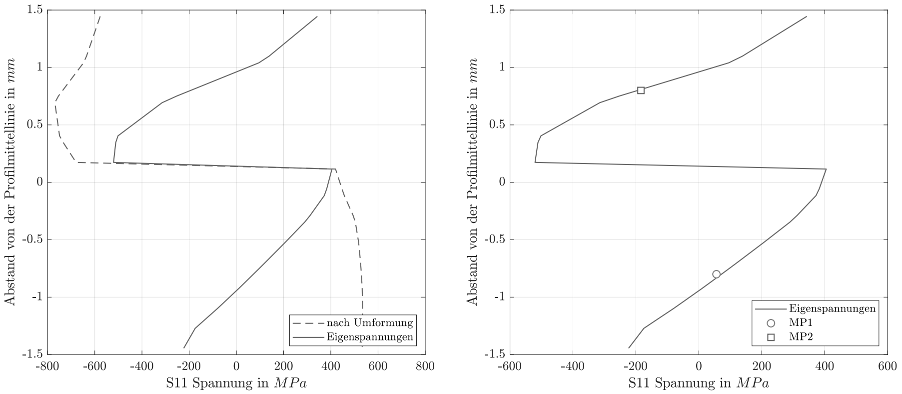


Abbildung 6.5: Eigenspannungszustand S11 am Biegeradius nach Rückfederung

zwischen der Spannungsverteilung S11 direkt nach dem Umformvorgang und dem Eigenspannungszustand nach der Rückfederung dargestellt. Deutlich zu erkennen ist, wie sich die zuvor an der Innenseite des Profils wirkende Druckspannung (vgl. Abbildung 6.6a bei ca. $+1{,}5\,mm$ Abstand von der Mittellinie) nach der Rückfederung Zugeigenspannungen im System verbleiben. Dies kann analog an der Außenseite des Profils beobachtet werden (vgl. Abbildung 6.6a bei ca. $-1{,}5\,mm$). Hier wirken zunächst Druckspannungen aus der Umformung und es verbleiben Zugeigenspannungen.

In Abbildung 6.6b sind die Eigenspannungen S11 und die aus der Eigenspannungsmessung (vgl. Abschnitt 5.5) ermittelten Spannungen S11 für die Messpunkte $MP1$ und $MP2$ dargestellt. Die Messpunkte liegen jeweils in den äußeren Viertelpunkten bezogen auf die Dickenrichtung des Profilblechs. Es ist eine sehr gute Übereinstimmung der Simulation mit den am realen Bauteil gemessenen Ergebnissen zu erkennen. Es kann somit festgehalten werden, dass mit der Simulation gute Ergebnisse erzielt wurden und auch die Eigenspannungen auf der Profilaußen- und -innenseite in einem realistischen Bereich liegen. Die Zugeigenspannungen auf der Profilinnenseite und die Druckeigenspannungen auf der Profilaußenseite haben bei der vorliegenden Belastungssituation, insbesondere aus dem Shuttle-Fahrzeug, das gleiche Vorzeichen wie die Lastspannungen. Sie wirken sich daher potenziell negativ auf die Ermüdungsfestigkeit an dieser Stelle des Profils aus. Um festzustellen, ob der Biegeradius die maßgebende Stelle für die gesamte Shuttle-Schiene darstellt, wird in Abschnitt 6.6.1 untersucht, wo und in welcher Höhe die größten Spannungsspitzen auftreten. Für die potentiellen versagenskritischen Stellen aus Tabelle 3.1 werden die Lastspannungen



(a) Nach Umformung und nach Rückfederung (b) Vergleich Simulation und Messergebnisse

Abbildung 6.6: Spannungsverteilung der Spannung S11

ermittelt. Da anstelle der Spannungen S11 die von Mises Vergleichsspannungen in den Nachweis eingehen, ist in Anhang G in Abbildung G.2 zusätzlich die von Mises Vergleichsspannungsverteilung dargestellt. Im Querschnitt liegen die Spannungen hier durchschnittlich bei 250 MPa mit einer lokalen Randspannung an der Innenkante von ca. 390 MPa. In Anhang G sind ergänzende graphische Darstellungen zu verschiedenen Spannungs- und Dehnungsverteilungen in der Schiene aus dem Umformprozess beigefügt.

6.6 Elastizitätstheoretische FE-Simulation mit Volumenelementen

6.6.1 Bestimmung der Nachweisstelle

Zur Bestimmung der maßgebenden Nachweisstelle werden neben experimentellen Voruntersuchungen auch numerische Simulationen herangezogen. Zunächst erfolgt eine allgemeine Betrachtung der gesamten Fahrschiene zur Ermittlung der einwirkenden elastischen Spannungen an den in Abschnitt 3.2.3 in Tabelle 3.1 ermittelten potentiellen versagenskritischen Stellen sowie der zugehörigen Shuttleposition in Schienenlängsrichtung. Dies ist zum einen der Stanzbereich A mit der kleinen Stanzung (vgl. Abbildung 3.9a). Hier werden Spannungsspitzen aus dem kleinen Kerbradius von nur 1 mm erwartet. Zum anderen wird der Bereich um die Stanzung B mit der großen Ausnehmung untersucht (vgl. Abbildung 3.9b). Die Spannungsspitzen resultieren hier aus der deutlichen Querschnittsschwächung und zusätzlich aus der Kerbwirkung des Stanzradius in diesem Bereich. Zuletzt wird der kaltverformte Biegeradius zwischen großem Schenkel und Lauffläche der Schiene untersucht (vgl. Abbildung 3.10). Hier sind aus der gegebenen Belastung zwar geringere Lastspannungen zu erwarten, allerdings liegen Eigenspannungen aus der Herstellung vor. Diese wurden in den Abschnitten 5.5.3 und 6.5 sowohl numerisch ermittelt als auch experimentell bestätigt. Die Fragestellung an dieser Stelle bezieht sich daher auf die Überlagerung von Lastspannungen und Eigenspannungen.

Nachdem die maßgebende Stelle bestimmt wurde, wird in einem zweiten Schritt eine Netzkonvergenzstudie für diesen Bereich durchgeführt, um die einwirkenden Spannungen ausreichend genau zu bestimmen. Diese Spannungen werden als eine der maßgebenden Größen für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbspannungskonzept benötigt. Die Fahrschiene wird zunächst in einem 3D-Modell einschließlich der Auflagersituation modelliert. Dabei hat sich bereits zu Beginn angekündigt, dass die angenommene Auflagersituation durch ihren maßgeblichen Einfluss auf die Steifigkeit einen großen Einfluss auf die Spannungsspitzen an den untersuchten Stellen im System aufweist. Es hat sich gezeigt, dass die untersuchten Vereinfachungen, die zur Reduzierung der Rechenzeit betrachtet wurden, zu einem deutlich abweichenden Verformungsverhalten der Schiene im Vergleich zur realen Schiene geführt haben. Da die wirkende Spannungsspitze im Kerbdehnungskonzept von großer Bedeutung ist, wurde die möglichst realitätsnahe Auflagersituation in Abbildung 6.7 verwendet. Hier wurde sowohl eine vereinfachte Stütze, an der der Schenkel der Fahrschiene anliegt und mit Schrauben befestigt ist, als auch das Winkelprofil, auf dem die Fahrschiene aufliegt und fixiert ist, modelliert. Dies erhöht zwar den Rechenaufwand, führt aber zu einem dem realen Bauteil entsprechenden Steifigkeitsverhältnis und Verformungsverhalten.

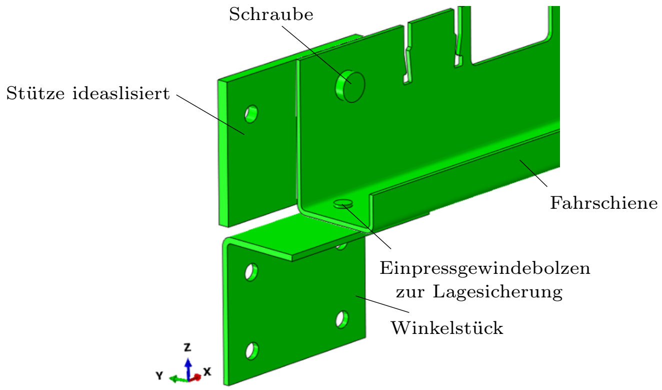


Abbildung 6.7: Darstellung der Lagerungssituation am Beispiel eines Außenauflagers der Fahrschiene an die Regalstütze

Das Modell wurde unter Annahme des elastischen Materialgesetzes aus Tabelle 6.1 modelliert. Die Belastung setzt sich wie bei der realen Schiene (vgl. Abschnitt 3.2.1) aus zwei Anteilen zusammen. Die Belastung aus der Beladung des Regals, die über die Querträger in die Schiene eingeleitet wird, verteilt sich gleichmäßig, wie in Abbildung 6.9 links dargestellt, über deren Aufstandsfläche (vgl. Tabelle 6.4) auf die Schiene. Die Belastung aus dem Shuttle wird über 168 Lastfälle in $25\,mm$ Schritten über die gesamte Länge der Schiene aufgebracht. Der Radabstand des Shuttle-Fahrzeugs in Schienenlängsrichtung beträgt, wie bereits in Abschnitt 3.2.1 beschrieben, $905{,}8\,mm$. Die Radlasten werden als zwei Einzellasten mit einer Aufstandsfläche von $25\,mm \cdot 25\,mm$ (vgl. Abbildung 6.9 rechts) und einem vereinfachten Abstand von $900\,mm$ modelliert. Damit kann zusätzlich die maßgebende Shuttleposition ermittelt werden. Da es sich um eine zweifeldrige Schiene handelt, kann so auch die Beanspruchung der betrachteten Nachweisstelle durch das Shuttle aus der gesamten Überfahrt über beide Felder ermittelt werden. Die im Modell berücksichtigten Belastungen sind in der Tabelle 6.4 angegeben.

Tabelle 6.4: Eingabedaten der Belastung der Fahrschiene aus Regalbeladung und Shuttle mit Behälter in Abaqus

	Gesamt-belastung	Aufstandfläche	Anzahl der Aufstandflächen	Belastung pro Aufstandfläche
	kg	mm^2	-	MPa
Regalbeladung	250	$5{,}3 \cdot 3 = 15{,}9$	40	3,856
Shuttle-Fahrzeug	150	$25 \cdot 25 = 625$	4	0,5886

Beide Belastungen sind in diesem Fall gleichgerichtet und führen an den betrachteten, für den Nachweis relevanten Stellen zu einer sehr ähnlichen Beanspruchungssituation. Aus diesem Grund und der Tatsache, dass die Belastung aus der Regalbeladung auch als Mittelspannungsänderung zu betrachten ist, wird die Belastungssituation in dieser Betrachtung als einachsige proportionale Belastung angesehen. Die Belastungssituation ist in Abbildung 6.8 graphisch dargestellt. Hier sind beispielhaft für einen Lastfall die Belastungen aus der Regalbeladung unter Volllast der eingelagerten Behälter sowie aus der Belastung des Shuttle-Fahrzeugs dargestellt.

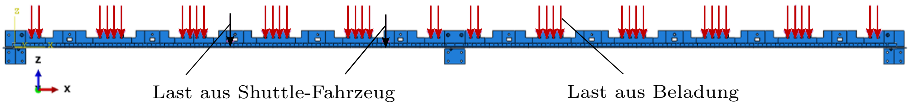


Abbildung 6.8: Belastung der Schiene aus Beladung und aus Shuttle-Fahrzeug für die FE-Simulation

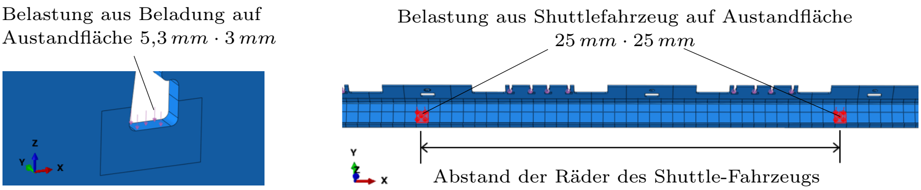


Abbildung 6.9: Detaildarstellung der Belastung der Schiene aus Beladung (links) und aus dem Shuttle-Fahrzeug (rechts) für die FE-Simulation

Die Ergebnisse der elastizitätstheoretischen FE-Simulation mit Volumenelementen zeigen in Abbildung 6.10, dass die Beanspruchung an der kleinen Stanzung A unmittelbar neben dem Mittelauflager mit 671,8 MPa am höchsten ist. Die Beanspruchungen an der größeren Kerbe B sind trotz der großen Ausnehmung mit ca. 230 MPa deutlich geringer. Die Kerbwirkung des kleinen Stanzradius ist folglich im Vergleich dazu sehr ausgeprägt. Damit kann die Stanzung B als maßgebende Nachweisstelle für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept ausgeschlossen werden. Bei Betrachtung des kaltumgeformten Biegeradius der Schiene zwischen Schenkel und Lauffläche ist zu erkennen, dass sich die größten Spannungen ebenfalls im Bereich der

Auflager befinden. Diese Spannungen liegen in der Größenordnung von 150 MPa. Bei Überlagerung mit dem im Abschnitt 5.5.3 ermittelten Eigenspannungszustand ergibt sich eine maximale Beanspruchung von 540 MPa.

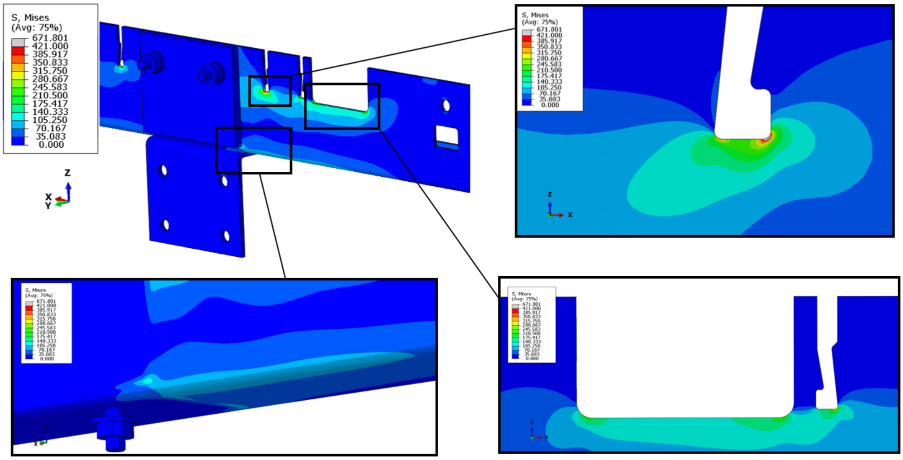


Abbildung 6.10: Ergebnisse der elastischen 3D-Simulation zur Ermittlung der maßgebenden Nachweisstelle als von Mises Vergleichsspannung

Damit liegt die Spannungsspitze immer noch unter der der kleinen Stanzung A, so dass insbesondere unter Berücksichtigung des Eigenspannungsabbaus bei zyklischer Beanspruchung auch die Stelle des Biegeradius als versagensrelevant ausgeschlossen werden kann.

Unter Berücksichtigung der vorangegangenen experimentellen Voruntersuchungen und der hier betrachteten numerischen Untersuchung kann somit für den Ermüdungsnachweis der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System nach dem Kerbdehnungskonzept die kleine Stanzung A als systemkritische Nachweisstelle identifiziert werden. Diese Annahme führt auch zu einer Reduzierung des in Abschnitt 5.1 vorgesehenen Versuchsprogramms aus quasistatischen und vor allem auch zyklischen Versuchen. Wird zusätzlich die im Anhang H dargestellte Spannungsverteilung der Normalspannung S11 betrachtet, so ist zu erkennen, dass im Bereich der Stanzung A ebenfalls hohe Zugspannungen wirken, die die Rissentstehung begünstigen. Die Position des Shuttles, die dem maßgebenden Lastfall entspricht, ist die Position des Lastfalls 44. Der Abstand des ersten Rades des Shuttle-Fahrzeugs von der Kante der Fahrschiene beträgt 1075 mm und die Position des zweiten Rades beträgt 1975 mm. Das Shuttle befindet sich somit im ersten Feld der Fahrschiene kurz vor dem Mittelauflager (vgl. Abbildung 6.8).

6.6.2 Netzkonvergenzstudie

Die Größe der maximal wirkenden Spannung an der maßgebenden Nachweisstelle ist eine wichtige Eingangsgröße für den Ermüdungsnachweis. Daher wird zu ihrer Bestimmung eine Netzkonvergenzstudie durchgeführt, um ein möglichst aussagekräftiges und genaues Ergebnis zu erhalten. Bei der Netzkonvergenzstudie wurden sowohl die Elementgröße in Form der Anzahl der Elemente über den Stanzradius als auch der Elementtyp und die Vernetzungsmethode im kritischen Bereich der Stanzung A variiert. In Tabelle 6.5 ist eine Übersicht der untersuchten Elementgrößen angegeben. Sie reichen von $R1$, was einer Elementgröße von $R/1 = 1/1 = 1\,mm$ entspricht, bis zu $R16$, was einer Elementgröße von $R/16 = 1/16 = 0{,}0625\,mm$ entspricht. R steht in diesem Fall für den Stanzradius der entsprechenden Stanzung.

Tabelle 6.5: Elementgrößen für die Konvergenzstudie des Netzes

Modell Bezeichnung	Elementgröße global	Elementgröße an den Ausrundungen R=1
$R1$	1,5	1
$R2$	1,5	0,5
$R3$	1,5	0,3334
$R4$	1,5	0,25
$R5$	1,5	0,2
$R6$	1,5	0,16
$R8$	1,5	0,125
$R10$	1,5	0,1
$R12$	1,5	0,08334
$R16$	1,5	0,0625

Für jede in Tabelle 6.5 dargestellte Elementgrösse wurde jeweils die Vernetzungsmethode „Advanced Front“ (ADF) sowie die Methode „Medial Axial“ (MEA) für den Bereich um die Kerbe unterschieden (vgl. Abbildung 6.11). Die Methode ADF versucht immer möglichst quadratische oder kubische Elemente an den Modellgrenzen zu erzeugen und füllt diese dann nach innen auf. Diese nach innen aufgefüllten Elemente können dabei etwas ungleichförmig werden. Bei der Methode MEA wird ein komplexes Modell zunächst in geometrisch einfache Teile zerlegt und dann möglichst strukturiert vernetzt. Hier sind die Randbereiche eher durch unregelmäßigere Elemente gekennzeichnet. Zusätzlich wurde bei beiden Vernetzungsmethoden für jede Elementgröße zwischen den Elementtypen C3D8R und C3D20R unterschieden. Damit ergeben sich insgesamt 40 Kombinationen, die im Rahmen der Netzkonvergenzstudie untersucht wurden. Der Elementtyp C3D8R ist ein 8-Knoten Würfelelement mit linearer Ansatzfunktion, reduzierter Integration und Hourglass-Kontrolle. Im Gegensatz dazu ist der Elementtyp C3D20R ein 20-Knoten Würfelelement mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration.

In der Abbildung 6.12 sind die Ergebnisse der Simulation für den Elementtyp C3D8R an der maßgebenden Stelle, der kleinen Stanzung A unmittelbar neben dem Mittelauflager, dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass unabhängig von der Vernetzungsmethode keine Konvergenz der Ergebnisse erreicht wird. Bei beiden Elementtypen ist ein Anstieg der von Mises Vergleichsspannung zum vorhergehenden, größeren Element zu erkennen. Um eine Konvergenz mit den C3D8R-Elementen zu erreichen, müssten somit noch deutlich kleinere Elemente verwendet werden. Da dies jedoch mit einem enormen Rechenaufwand verbunden ist, wird alternativ der Elementtyp C3D20R in Abbildung 6.13 betrachtet.

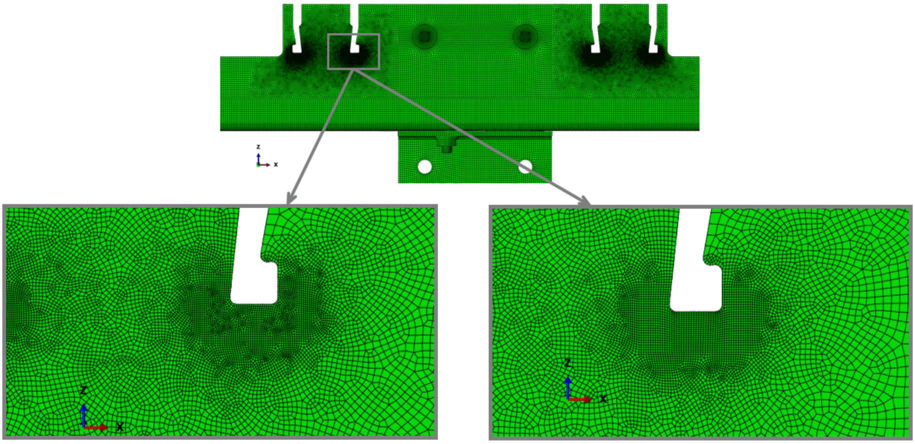


Abbildung 6.11: Netzdarstellung mit einer Venetzung um Stanzung A nach der Methode Advanced Front und nach der Methode Medial Axial

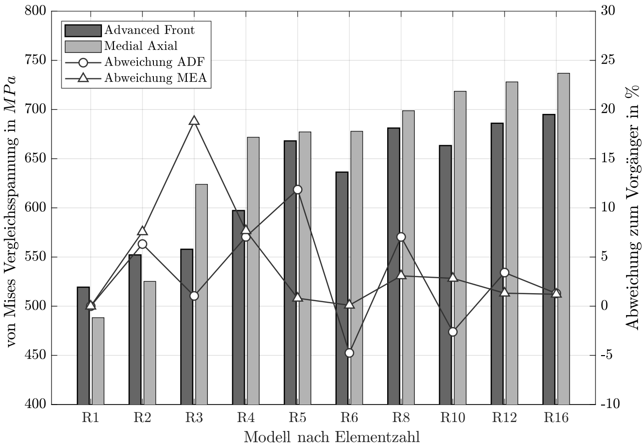


Abbildung 6.12: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D8R

Hier ist insbesondere bei der Vernetzungsmethode MEA eine eindeutige Konvergenz zu erkennen. Bereits ab der Elementgröße $R10$ bzw. $R8$ ist (vgl. Abbildung 6.13) kaum noch eine Änderung der maximalen von Mises Vergleichsspannung an der maßgebenden Stanzung A zu erkennen. Eine Konvergenz scheint auch bei der Vernetzungsmethode ADF einzutreten, wobei hier eher eine mäandrierende Annäherung an die Maximalspannung zu beobachten ist.

Wird alternativ Abbildung 6.14 betrachtet, so wird der Unterschied zwischen den Elementtypen für beide Vernetzungsmethoden deutlich. Der Elementtyp C3D8R ist für die Ermittlung der maximalen von Mises Vergleichsspannung an der maßgebenden Nachweisstelle im vorliegenden Fall ungeeignet. Der Elementtyp C3D20R ist hierfür deutlich besser geeignet. Obwohl beide Vernetzungsmethoden ein sehr ähnliches Er-

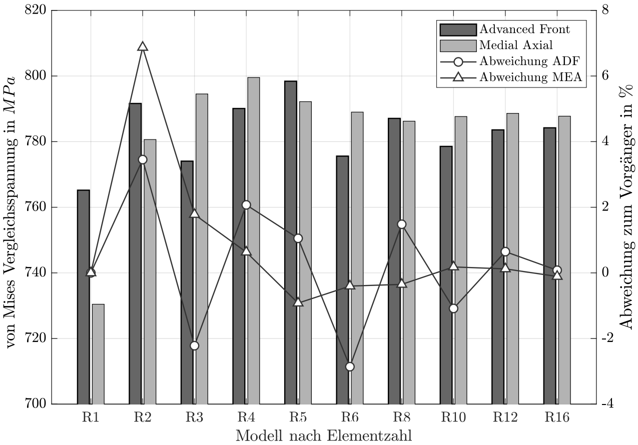
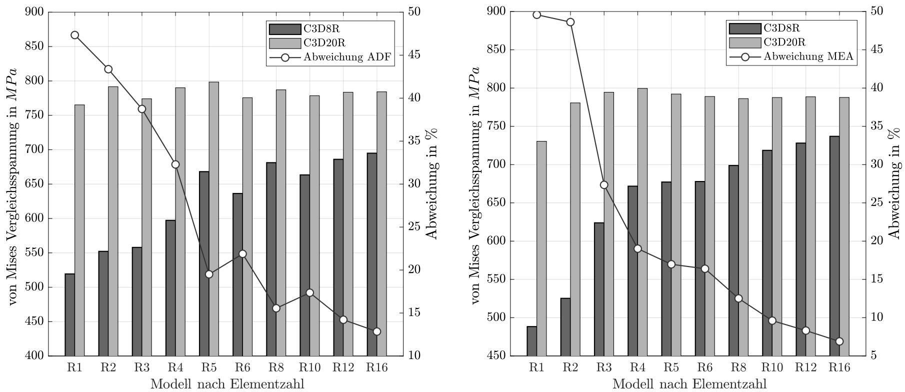


Abbildung 6.13: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D20R

gebnis liefern, kann mit der Vernetzungsmethode MEA bereits bei etwas größeren Elementen $R8$ ein gutes Ergebnis erzielt werden. Die Spannungsspitze als Eingangsgröße für den Nachweis beträgt 788,615 MPa. Bei Vergleich dieses Wertes mit dem Ergebnis der Simulation vor der Netzkonvergenzstudie zur generellen Lokalisierung der maßgebenden Nachweisstelle mit 671,8 MPa, so wird deutlich, dass die Netzkonvergenzstudie ein wichtiges Instrument zur Ermittlung der maximal wirkenden Spannung an der versagenskritischen Stelle im untersuchten Bauteil ist. Es wird daher empfohlen, im Bereich der Stanzung A den Elementtyp C3D20R in Kombination mit der Vernetzungsmethode MEA zu verwenden. Im Anhang H sind weitere Vergleiche zwischen den untersuchten Varianten aufgeführt, um einen besseren Überblick über die Unterschiede zwischen den Varianten zu geben.



(a) Vernetzungsmethode ADF

(b) Vernetzungsmethode MEA

Abbildung 6.14: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenzstudie für die Elementtypen C3D8R und C3D20R

Ein weiterer Vorteil der Verwendung des Elementtyps C3D20R gegenüber dem Elementtyp C3D8R ist die Anzahl der Integrationspunkte in Dickenrichtung der betrachteten Fahrschiene. Denn ein Element mehr in Dickenrichtung bedeutet eine immense Erhöhung der Gesamtzahl der Elemente im gesamten Modell. Es werden nicht nur in einem kleinen Bereich mehr Elemente hinzugefügt, wie es bei einer Verfeinerung des Netzes in der Schienenebene der Fall ist, sondern es werden Elemente über die gesamte Modelllänge hinzugefügt. Der Elementtyp C3D8R verfügt nur über einen Integrationspunkt in jeder Richtung ($1 \cdot 1 \cdot 1$), während der Elementtyp C3D20R über zwei Integrationspunkte in jeder Richtung verfügt ($2 \cdot 2 \cdot 2$). Somit ist die Verwendung von drei Elementen über die Dicke des Bleches der Fahrschiene unter Verwendung des Elementtyps C3D20R ausreichend, da hier sechs Integrationspunkte über die Dicke vorhanden sind und somit auch der Spannungszustand unter Biegebelastung ausreichend genau bestimmt werden kann. In der FE werden in der Regel mindestens vier Integrationspunkte über die Dicke empfohlen. Drei C3D8R Elemente besitzen jedoch nur drei Integrationspunkte über die Dicke und damit zu wenig, um den allgemeinen Spannungszustand beschreiben zu können. Dies unterstützt ebenfalls die bereits erwähnte These zur Verwendung des Elementtyps C3D20R, der Vernetzungsmethode MEA und einer Elementgröße von nicht mehr als $R8 = 0{,}125\,mm$ großen Elementen um den Kerbradius von $1\,mm$ an der Stanzung A.

6.6.3 Ermittlung des Spannungsgradienten

Der Spannungsgradient beschreibt die Spannungsabnahme von einer Spannungsspitze an der Oberfläche eines Bauteils, z. B. an einer Kerbe, ins Bauteilinnere. Dazu wird, wie in Abbildung 6.15 dargestellt, eine Tangente an den Punkt der Spannungsspitze im Kerbradius gelegt. Im nächsten Schritt wird die Spannung in Normalenrichtung, ausgehend von der maximalen Spannung, in Richtung des Bauteilinneren aufgetragen. Damit kann der Spannungsgradient bestimmt werden. Mit dem Spannungsgradienten wird anschließend die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} bestimmt. Diese wird in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] in Kombination mit der statistischen Stützzahl zur Beschreibung des Größeneinflusses (vgl. Abschnitt 2.2.2 und Gleichung 2.13) auf die Schwingfestigkeit verwendet. Die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} bzw. der Spannungsgradient G berücksichtigen den Effekt, dass bei hohen Spannungsgradienten ein stehenbleibender Riss entstehen kann. Die Stützwirkung des umgebenden elastischen Materials ist für den Fall hoher Gradienten auch höher. Die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} erhöht somit die rechnerische lokale Ermüdungsfestigkeit für hohe Spannungsgradienten G. Ohne FE-Simulation kann der Spannungsgradient G auch vereinfacht abgeschätzt werden, z. B. mit Hilfe der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear]. Sie gibt für einfache Geometrien Näherungslösungen die auf Basis von FE-Rechnungen ermitteltet wurden. In diesem Abschnitt wird jedoch die numerische Untersuchung betrachtet.

Zur Bestimmung des Spannungsgradienten wird das gleiche Modell verwendet, das in der Netzkonvergenzstudie zur Bestimmung der maximalen Spannung verwendet wurde. Dabei wird auch der Einfluss der Elementgröße und der Vernetzungsmethode auf den Spannungsgradienten untersucht. Für die genaue Bestimmung des Spannungsgradienten ist in der Regel eine feinere Vernetzung erforderlich als für die Bestimmung der maximalen Spannung. In der Abbildung 6.16 ist der Spannungsverlauf entlang

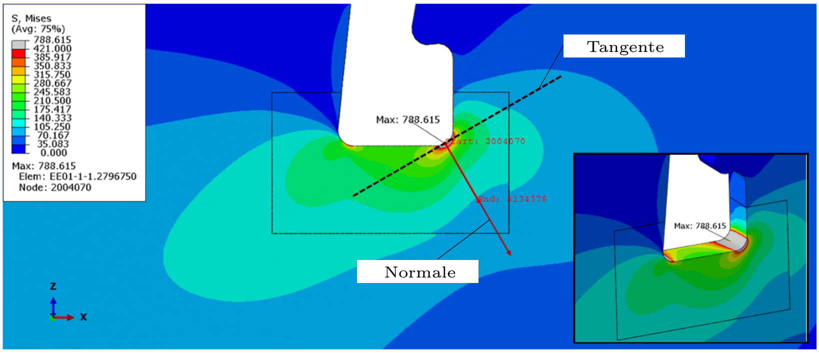


Abbildung 6.15: Beispielhafte Darstellung des Vorgehens bei der Auswertung des Spannungsgradienten

der Normalen ausgehend vom Punkt der maximalen Spannung für die Simulation mit der Elementgröße $R12$, dem Elementtyp C3D20R und der Vernetzungsmethode MEA beispielhaft dargestellt.

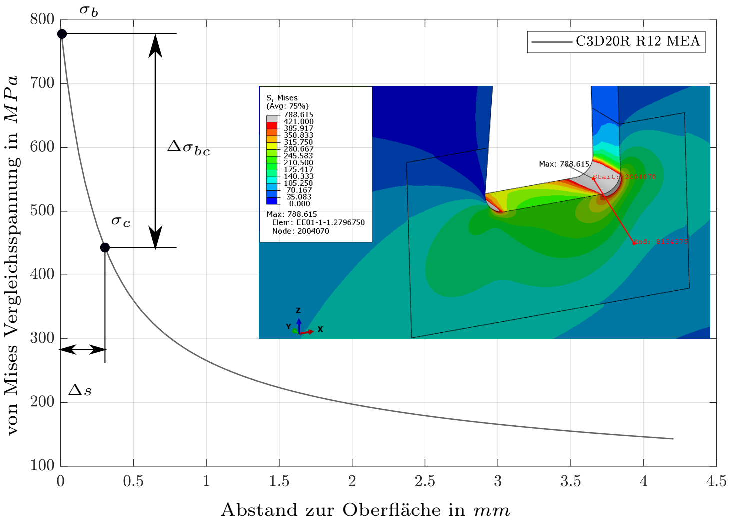


Abbildung 6.16: Spannungsgradient entlang der Normalen für den Elementtyp C3D20R, der Methode MEA und der Elementgröße $R12$

Mit Hilfe von Gleichung 6.5 kann der Spannungsgradient bestimmt werden.

$$G = \frac{1}{\sigma_b} \cdot \frac{\Delta\sigma_{bc}}{\Delta s} \tag{6.5}$$

In den beiden Abbildungen 6.17 und 6.18 sind die Spannungsgradienten aller untersuchten Fälle dargestellt. Hier ist ähnlich wie in Abschnitt 6.6.2 für den Elementtyp C3D8R (vgl. Abbildung 6.17) unabhängig von der Vernetzungsmethode für keine der untersuchten Elementgrößen eine Konvergenz des Ergebnisses zu erkennen.

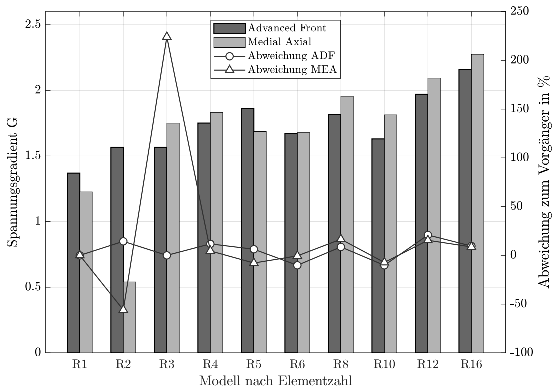


Abbildung 6.17: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D8R

Wird hingegen den Elementtyp C3D20R in Abbildung 6.18 betrachtet, so zeigt sich für die Vernetzungsmethode MEA eine Konvergenz ab der Elementgröße $R12$ um einen Wert $G = 2{,}34$. Für die genaue Bestimmung des Spannungsgradienten werden erwartungsgemäß kleinere Elemente benötigt als für die Bestimmung der maximalen Spannung. Darüber hinaus wird die Vernetzungsmethode MEA empfohlen. Bei Betrachtung der Ergebnisse für die ADF-Methode ist keine Konvergenz erkennbar und der Spannungsgradient ändert sich von Elementgröße zu Elementgröße, ohne sich optisch einer Größe anzunähern.

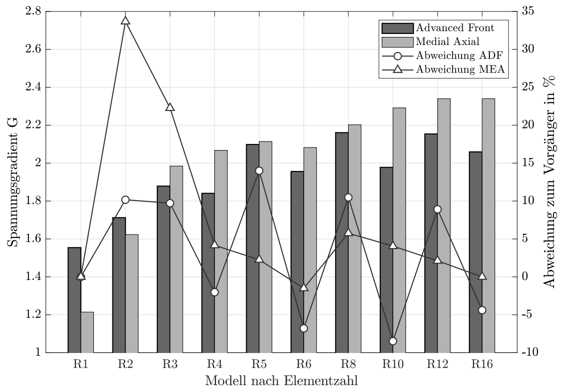


Abbildung 6.18: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D20R

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass für eine ausreichende Konvergenz des Spannungsgradienten die Verwendung des Elementtyps C3D20R und der Vernetzungsmethode MEA empfohlen wird. Dies deckt sich auch mit den Erkenntnissen aus der Netzkonvergenzstudie von Abschnitt 6.6.2. Der Unterschied besteht darin, dass zur Bestimmung eines hinreichend genauen Spannungsgradienten kleinere Elemente um den Schnittbereich A verwendet werden müssen. Die Elemente sollten nicht größer als $R12 = 0{,}083\,mm$ sein. Daher wird für alle weiteren Simulationen, sofern nicht anders beschrieben, ein Modell mit dem Elementtyp C3D20R, der Vernetzungsmethode MEA und einer Elementgröße $R12$ verwendet.

6.6.4 Bestimmung der hochbeanspruchten Fläche nach SPIEL

Die hochbeanspruchte Fläche wird beim Kerbdehnungskonzept zur Bestimmung der statistischen Stützzahl n_{st} benötigt. Gemeinsam mit der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} kann anschließend wie in [FKM-nichtlinear] die werkstoffmechanische Stützzahl n_P zur Berücksichtigung des Größeneinflusses (vgl. Abschnitt 2.2.2 und Gleichung 2.13) ermittelt werden. Wird von einer Rissentstehung an der Oberfläche ausgegangen, kommt die hochbeanspruchte Fläche zur Anwendung. Wird alternativ von einer Rissentstehung im Bauteilinneren ausgegangen, kann das hochbeanspruchte Volumen verwendet werden. In diesem vorliegenden Fall wird von einer Rissentstehung an der Bauteiloberfläche ausgegangen, so dass die Verwendung der hochbeanspruchten Fläche nahe liegt. Für einfache Geometrien gibt es in der Literatur Näherungslösungen, die auf FE-Untersuchungen beruhen. Für komplexere Geometrien kann die hochbeanspruchte Fläche durch gesonderte FE-Berechnungen ermittelt werden. Dies ist mit dem Verfahren SPIEL, Spannungsintegralermittlung aus Einheitslastfällen nach [Diemar et al. 2005], in der erweiterten Form nach [Müller et al. 2018] möglich. Dieses Verfahren wird auch in der vorliegenden Arbeit verwendet. Allgemein kann die statistische Stützzahl n_{st} nach Gleichung 6.6 bestimmt werden.

$$n_{st} = \left(\frac{A_{ref}}{A_\sigma}\right)^{\frac{1}{k_{st}}} \tag{6.6}$$

Dabei ist A_{ref} die hochbeanspruchte Oberfläche eines Referenzvolumens, A_σ die hochbeanspruchte Oberfläche des untersuchten Bauteils und k_{st} der Weibull-Exponent in Abhängigkeit von der Werkstoffgruppe. Die [FKM-nichtlinear] empfiehlt für die Werkstoffgruppe Stahl $k_{st} = 30$ und eine Referenzfläche von $A_{ref} = 500\,mm^2$. Die statistische Stützzahl geht auf das Fehlstellenmodell von Weibull zurück, bei dem die Rissentstehung von einer von vielen statistisch verteilten Fehlstellen im Werkstoff ausgehen kann [Weibull 1939]. Damit kann von einer Referenzprobe mit bekannter hochbeanspruchter Oberfläche A_{ref} und bekannter Streuung k_{st} auf die Schwingfestigkeit der untersuchten Probe mit gleicher Streuung k_{st} geschlossen werden. Das Verfahren SPIEL in seiner erweiterten Form nach [Müller et al. 2018] ist in zwei Teilschritte gegliedert. Der Vorteil dieser Erweiterung ist die Verwendung beliebiger Ansatzfunktionen bei der Elementauswahl. So kann die Spannungsermittlung mit beliebigen Ansatzfunktionen erfolgen, bei der Auswertung werden jedoch nur die Eckknoten berücksichtigt. Die Flächenermittlung erfolgt dann mit Elementen mit linearer Ansatzfunktion, wobei keine Neuvernetzung erforderlich bzw. gewünscht ist, sondern lediglich eine Entfernung der Mittelknoten. Dadurch bleibt auch die Knotennummerierung erhalten.

Der erste Schritt zur Bestimmung der hochbeanspruchten Fläche ist, wie bei der Ermittlung der maximalen Spannung und des Spannungsgradienten, die elastizitätstheoretische FE-Simulation des Bauteils. Dazu kann das Modell aus den vorangegangenen Abschnitten 6.6.2 und 6.6.3 verwendet werden. Hier muss für jeden Eckknoten i der Bauteiloberfläche die von Mises Vergleichsspannung exportiert werden. Dies wird im

Folgenden auch als Lastfall bezeichnet. Da dieses Modell sehr groß ist und sich die Geometrie um den maßgebenden Bereich immer über den gesamten Schienenverlauf wiederholt, wird nur ein Querschnittsabschnitt der Schiene um den hochbeanspruchten Bereich betrachtet. Das Verfahren wurde in der vorliegenden Arbeit an einer einfachen Welle nach [Müller et al. 2018] verifiziert. In Abbildung 6.19 ist das Ergebnis der Simulation des Lastfalls für den betrachteten Schienenausschnitt dargestellt.

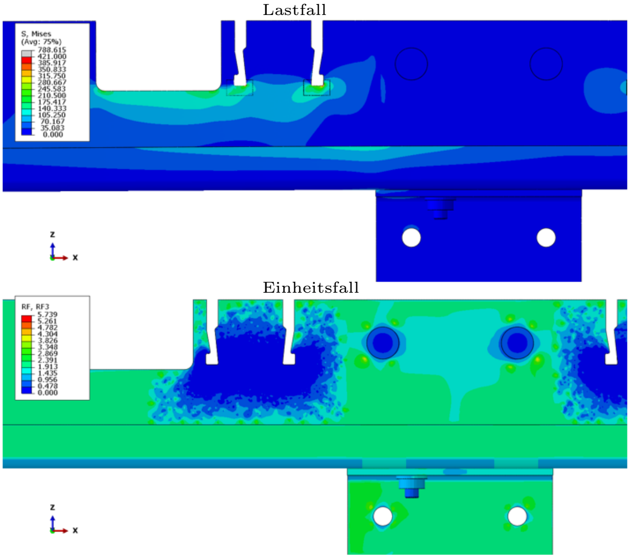


Abbildung 6.19: Darstellung der Ergebnisse der Untersuchung des Lastfalls und des Einheitsfalls zur Bestimmung der hochbeanspruchten Fläche nach dem Verfahren SPIEL

In einem zweiten Schritt werden alle Randbedingungen aus dem Modell entfernt und je nach gewähltem Elementtyp werden eventuell vorhandene Mittenknoten entfernt. So werden in Abaqus aus dem ursprünglichen Modell mit C3D20R-Elementen die Mittenknoten entfernt, indem sie in C3D8R-Elemente umgewandelt werden. Die Nummerierung der Knoten bleibt dabei erhalten. Anschließend wird an allen Oberflächenknoten die Verschiebung in allen Koordinatenrichtungen gesperrt und ein gerichteter Einheitsdruck p auf die Oberfläche des gesamten Modells aufgebracht. Die Eingaben für diesen Einheitsfall zur Bestimmung der Oberfläche sind in Tabelle 6.3 angegeben. Die Reaktionskräfte $\mid RF_i \mid$ in Richtung des aufgebrachten Drucks sind zu bestimmen. Sie stellen betragsmäßig den Flächenanteil $A_i = \mid RF_i \mid /p = \mid RF_i \mid /1$ dar. In Abbildung 6.19 ist das Ergebnis der Simulation des Einheitsfalls für die Reaktionskraft $RF3$ dargestellt.

Anschließend kann die hochbeanspruchte Oberfläche A_σ nach Gleichung 6.7 ermittelt werden.

$$A_\sigma = \sum_k \left[\left(\frac{\sigma_{V,i}}{\sigma_{V,max}} \right)^{k_s t} \cdot A_i \right] \tag{6.7}$$

Wobei $\sigma_{V,i}$ die von Mises Vergleichsspannung am Oberflächenknoten i, $\sigma_{V,max}$ die Maximalspannung an der Oberfläche, A_i der Flächenanteil des Oberflächenknotens i

und k_{st} der Weibull-Exponent ist.

$$A_\sigma = \sum_k \left[\left(\frac{\sigma_{V,i}}{788{,}615} \right)^{30} \cdot A_i \right] = 0{,}52\,mm^2 \tag{6.8}$$

$$n_{st} = \left(\frac{500}{0{,}52} \right)^{\frac{1}{30}} = 1{,}26 \tag{6.9}$$

Die statistische Stützzahl n_{st} unter Berücksichtigung der ermittelten hochbeanspruchten Fläche beträgt somit $n_{st} = 1{,}26$. Die Verwendung des Elementtyps C3D20R oder C3D8R im Lastfall führt zum gleichen Ergebnis.

6.7 Elastisch-plastische FE-Simulation mit Volumenelementen zur Bestimmung der Traglastformzahl

Die Traglastformzahl K_p gibt das Verhältnis der Last bei Erreichen der plastischen Tragfähigkeit F_P zur Last bei Erreichen der Fließgrenze F_F an und kann mittels Gleichung 6.10 berechnet werden.

$$K_p = \frac{F_P}{F_F} \tag{6.10}$$

Anwendung findet die Traglastformzahl in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] beim Kerbnäherungsverfahren sowohl nach Neuber [Neuber 1968] als auch nach Seeger und Beste [Seeger et al. 1977]. Damit kann der Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und der lokalen elastisch-plastischen Beanspruchung hergestellt werden. Das genaue Verfahren der Kerbnäherung ist in Abschnitt 4.3 beschrieben.

Die Bestimmung der Traglastformzahl erfolgt in einem zweistufigen Verfahren. Zunächst ist die elastische Grenzlast zu bestimmen, bei der die Fließspannung an der Nachweisstelle gerade so erreicht wird. Dazu wird das aus der Netzkonvergenzstudie und der Ermittlung des Spannungsgradienten (vgl. Abschnitt 6.6.3 und 6.6.2) empfohlene Modell unter Verwendung des rein elastischen Materialverhaltens aus Tabelle 6.1 für den maßgebenden Lastfall 44 verwendet. Die Belastung wird proportional angepasst, bis die elastische Grenzlast F_F erreicht ist. In der Abbildung 6.20 ist oben die von Mises Spannungsverteilung angegeben, bei der gerade das Fließen des Materials an der maßgebenden Nachweisstelle eintritt. Diese wird beim 0,4316-fachen der in Tabelle 6.4 angegebenen Belastung erreicht.

In einer zweiten Simulation wird die plastische Tragfähigkeit ermittelt. Dazu wird ebenfalls das in Abschnitt 6.6.3 und 6.6.2 empfohlene Modell verwendet, hier jedoch unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Materialverhaltens. Die für diese Simulation in Abaqus eingegebenen Materialkennwerte sind in Tabelle 6.2 aufgelistet. Die Belastung muss proportional erhöht werden, bis die plastische Tragfähigkeit des Systems erreicht ist. Diese wird kurz bevor die Simulation nicht mehr konvergiert und keine Lösung mehr gefunden wird, erreicht. Die Belastung der letzten noch gefundenen Lösung spiegelt folglich die plastische Traglast F_P wider. Diese wird bei der 6,6-fachen Belastung (vgl. Tabelle 6.4) erreicht. Nach Gleichung 6.11 ergibt sich somit eine Traglastformzahl von 15,29.

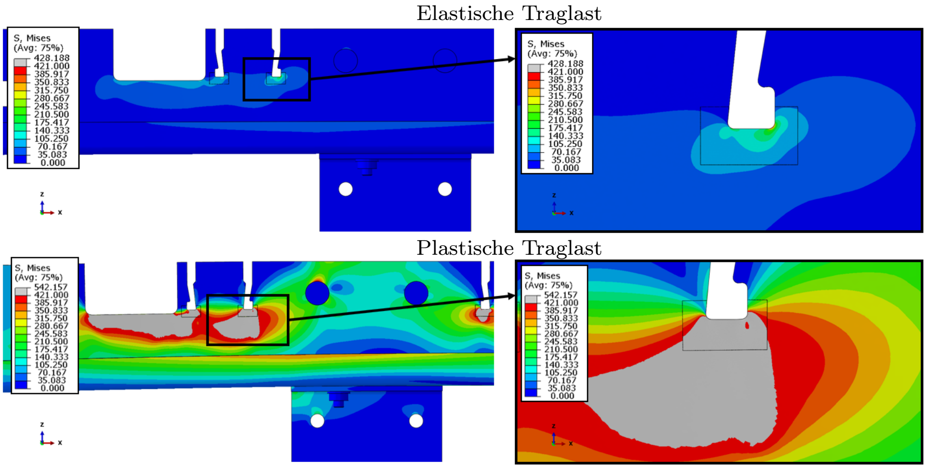


Abbildung 6.20: Simulationsergebnisse der elastischen und der plastischen Traglast zur Bestimmung der Traglastformzahl

$$K_p = \frac{6{,}6}{0{,}4316} = 15{,}29 \tag{6.11}$$

In der Abbildung 6.20 unten ist die Spannungsverteilung bei plastischer Traglast dargestellt. Es ist am grau dargestellten Bereich deutlich zu erkennen, dass bereits ein großer Teil des Schienenquerschnitts plastiziert ist. Bedingt durch die Schienengeometrie sind im untersuchten System viele Umlagerungsmöglichkeiten vorhanden. Aus diesem Grund ist die Traglastformzahl K_p entsprechend hoch.

6.8 Simulation mit Schalenelementen

6.8.1 Bestimmung der Nachweisstelle

Alternativ zur Ermittlung der maximal wirksamen Beanspruchung an der Nachweisstelle der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System mittels aufwändiger 3D-Volumenelementsimulation besteht die Möglichkeit der 3D-Simulation mit 2D-Schalenelementen. Dadurch wird die Anzahl der Elemente drastisch reduziert, da statt drei Volumenelementen nur ein Schalenelement über die Dicke der Fahrschiene angesetzt wird. Ziel dieser Vorgehensweise ist es, den Rechenaufwand zu reduzieren und die Wirtschaftlichkeit des Nachweisverfahrens bei ausreichender Genauigkeit der Ergebnisse zu verbessern. Nachteil der Schalenelemente ist, dass die Spannungsverteilung über die Dicke des Bleches der Fahrschiene nicht erfasst werden kann. Aus der Simulation mit den Volumenelementen ist jedoch bereits ein Spannungsgradient der von Mises Vergleichsspannung über die Blechdicke an der Nachweisstelle zu erkennen. Hier besteht somit bereits eine mögliche Abweichung zwischen den beiden Simulationen. In Abbildung 6.21 ist neben dem Verlauf der Spannung über die Blechdicke an der Nachweisstelle und der maximalen Spannung von 788,615 MPa aus der Volumensimulation auch der Mittelwert von 744,65 MPa bezogen auf die Blechdicke dargestellt.

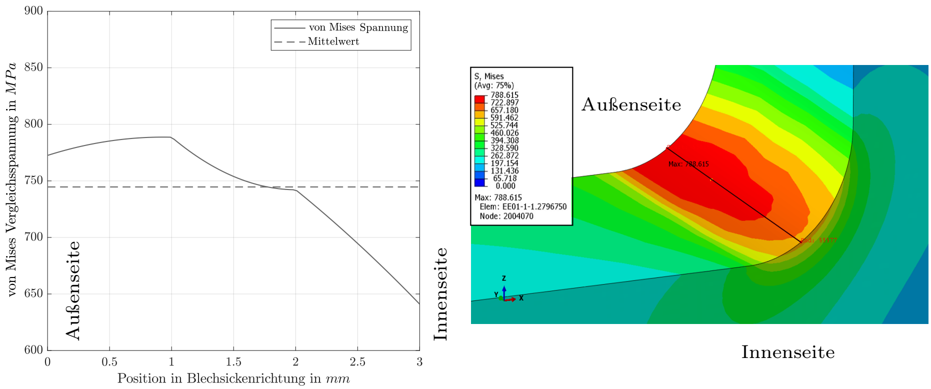
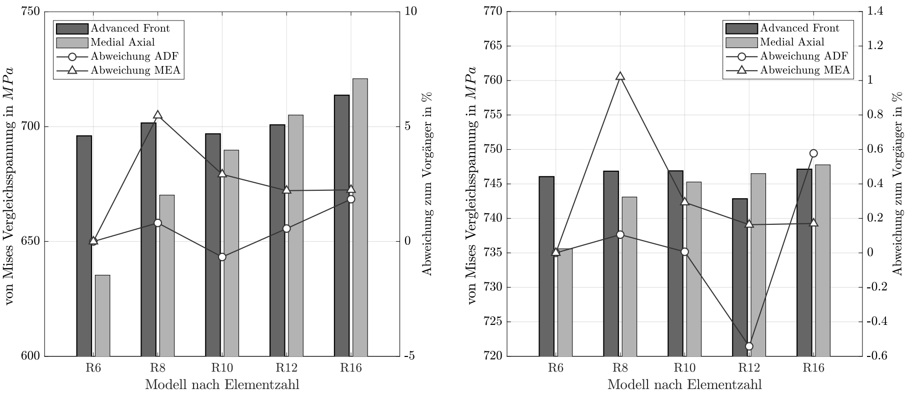


Abbildung 6.21: Verlauf der von Mises Vergleichspannung über die Dicke des Bleches der Fahrschiene an der Nachweisstelle

Es stellen sich daher die Fragen, mit welcher Genauigkeit die Spannungsspitze mit Hilfe der Schalenelementsimulation abgebildet werden kann und wie groß die Auswirkung auf die Lebensdauer der Fahrschiene nach dem Kerbdehnungskonzept ist.

Zur Beantwortung dieser Fragestellungen wurden 3D-Simulationen mit Schalenelementen durchgeführt, ausgewertet und mit den Ergebnissen der Volumensimulationen verglichen. Auch hier wurde wie bei den Volumenelementen (vgl. Abschnitt 6.6.2) eine Netzkonvergenzstudie durchgeführt. Allerdings wurden nur die Elementgrößen $R6$ bis $R16$ aus Tabelle 6.5 untersucht. Weiterhin wurde zwischen den Elementtypen S4R und S8R und wie bisher zwischen den Vernetzungsmethoden ADF und MEA unterschieden (vgl. Abbildung 6.11). Beim Elementtyp S4R handelt es sich um ein 4-Knoten-Schalenelement mit linearer Ansatzfunktion, reduzierter Integration und Hourglass-Kontrolle sowie sehr kleinen Membrandehnungen. Der Elementtyp S8R hingegen ist ein 8-Knoten-Element mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration. Alle weitere Randbedingungen und Kontaktbedingungen wurden analog zur Volumensimulation modelliert. In der Abbildung 6.22 sind die Ergebnisse der Schalensimulation für den Elementtyp S4R auf der linken Seite und für den Elementtyp S8R auf der rechten Seite dargestellt.

Es ist gut zu erkennen, dass unabhängig von der Vernetzungsmethode keine Konvergenz der Ergebnisse für die von Mises Vergleichsspannung im untersuchten Bereich der Modelle $R6$ bis $R16$ auftritt, was nach Tabelle 6.5 einer Elementgröße im Bereich um die maßgebende Nachweisstelle von $0.16\,mm$ bis $0.0625\,mm$ entspricht. Im Vergleich dazu wird für den Elementtyp S8R insbesondere bei der Vernetzungsmethode MEA eine Konvergenz erreicht. Auch bei der Vernetzungsmethode ADF ist eine Konvergenz um das Ergebnis zu beobachten. Hier nähert sich die Spannung mäandrierend einem Wert von ca. $746\,MPa$, während sich bei der Methode MEA die Spannung von unten diesem Wert annähert. Dennoch bleibt eine Differenz zwischen dem Ergebnis der Schalensimulation und der Volumensimulation von gut $5\,\%$. Bei einem Vergleich des Ergebnis der Schalensimulation von $746\,MPa$ mit dem Mittelwert der von Mises Vergleichsspannung über die Fahrschienendicke an der maßgebenden Nachweisstelle von $744{,}65\,MPa$ aus Abbildung 6.22 kann festgestellt werden, dass die Ergebnis-



(a) Elementtypen S4R

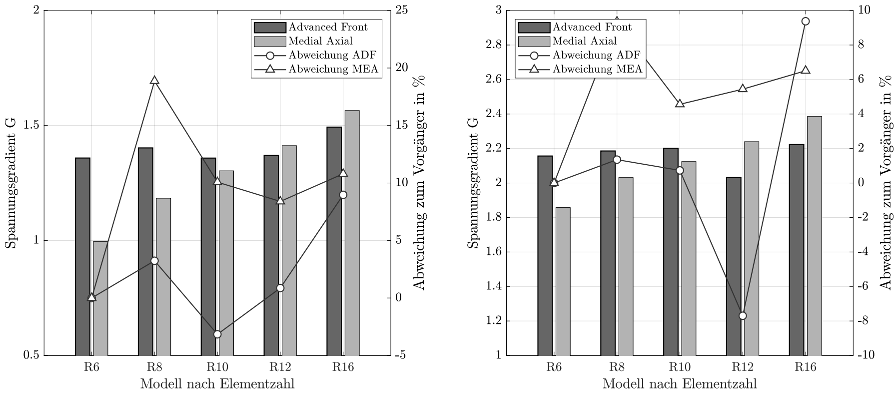
(b) Elementtypen S8R

Abbildung 6.22: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenzstudie für die Elementtypen S4R und S8R

se gut übereinstimmen. Dies deutet darauf hin, dass mit beiden Simulationen ein treffsicheres Ergebnis erzielt wird, aber mit der Schalensimulation erwartungsgemäß nicht die exakte Spannungsspitze getroffen wird, sondern nur der Mittelwert bezogen auf die Blechdicke. Aus dieser Simulation mit Schalenelementen kann ebenfalls abgeleitet werden, dass das Modell $R12$ mit der Vernetzungsmethode MEA und dem Elementtyp $S8R$ eine sinnvolle Option zur Bestimmung der maximalen Spannung an der Nachweisstelle darstellt. Dies stimmt mit den Schlussfolgerungen aus der Simulation mit Volumenelementen überein. In Kapitel 7 soll untersucht werden, welchen Einfluss dies auf die Lebensdauer von Fahrschienen nach dem Kerbdehnungskonzept hat. Dabei soll auch diskutiert werden, ob die Simulation mit Schalenelementen ein geeignetes Mittel ist, um die Rechenzeit zu reduzieren und gleichzeitig eine gute Lebensdauergenauigkeit zu erreichen. In Anhang I ist die Spannungsverteilung um die Nachweisstelle aus der Volumensimulation der Schalensimulation grafisch gegenübergestellt. Es ist eine kongruente Verteilung zu erkennen. Zusätzlich sind im Anhang weitere Darstellungen der Ergebnisse der Schalensimulation beigefügt.

6.8.2 Bestimmung des Spannungsgradienten

Analog zur Untersuchung der Netzkonvergenz bzw. der Bestimmung der maximalen Spannung an der Nachweisstelle erfolgt die Bestimmung des Spannungsgradienten durch Simulation mit Schalenelementen. Der Spannungsgradient beschreibt den Spannungsabbau von einem Punkt an der Oberfläche in das Bauteilinnere. Eine genaue Beschreibung des Spannungsgradienten sowie seine Bestimmung nach Gleichung 6.5 ist bereits in Abschnitt 6.6.3 behandelt. Wie bei der Netzkonvergenzstudie wird auch beim Spannungsgradient ein Vergleich der Ergebnisse zwischen der Simulation mit Schalenelementen und der Simulation mit Volumenelementen gezogen. Ziel ist ebenfalls die Reduzierung des Rechenaufwandes bei gleichzeitiger Treffsicherheit der Simulationsergebnisse. Wie bei den Volumensimulationen wird auch hier das Modell der zugehörigen Netzkonvergenzstudie verwendet. Die Elementgröße, die Vernetzungsmethode und der Elementtyp werden ebenfalls variiert, um ein möglichst aussagekräftiges Ergebnis zu erhalten. In Abbildung 6.23 sind die nach Gleichung 6.5 ermittelten Spannungsgradienten der untersuchten Varianten dargestellt.



(a) Elementtypen S4R

(b) Elementtypen S8R

Abbildung 6.23: Vergleich der Ergebnisse des Spannungsgradienten G für die Elementtypen $S4R$ und $S8R$

In Abbildung 6.23a sind die Ergebnisse für den Elementtyp S4R zu entnehmen, bei denen für das Modell R16 mit der kleinsten Elementgröße um den Bereich der nachzuweisenden Stelle an der Stanzung A neben dem Mittellager von 0,0625 mm keine Konvergenz erreicht wird. Dies gilt unabhängig von der Vernetzungsmethode. Das beobachtete Verhalten ist analog zu den Volumensimulationen aus Abschnitt 6.6.3. Werden die Ergebnisse aus der Simulation mit dem Elementtyp $S8R$ betrachtet, so fällt auch hier auf, dass keine Konvergenz der Ergebnisse für den Spannungsgradienten erreicht wird. Dies stimmt nicht mit den Beobachtungen aus der Volumensimulation überein und deutet vielmehr darauf hin, dass zur genauen Bestimmung des Spannungsgradienten noch kleinere Elemente als die 0,0625 mm-Elemente um den Stanzradius von 1 mm an der maßgebenden Stelle verwendet werden müssen. Da die Elemente bereits sehr klein sind und eine weitere Verkleinerung der gewünschten Rechenzeitverkürzung entgegensteht, werden für diesen Fall keine weiteren Elementgrößen untersucht. Um dennoch Vergleiche zu den Simulationen mit Volumenelementen hinsichtlich der Lebensdauer der Fahrschiene ziehen zu können, werden für die Parameterstudie in Kapitel 7 analog die Ergebnisse für das Modell $R12$ mit der Elementgröße 0,083 mm, dem Elementtyp S8R und der Vernetzungsmethode MEA verwendet. Dies entspricht am ehesten der Volumensimulation. Dort wird ein zusätzlicher Vergleich der Simulationsergebnisse dargestellt. Für diese Simulation ergibt sich somit eine Spannungsgradient von $G = 2{,}30$. In Anhang I sind zusätzliche Vergleiche der Simulationsergebnisse dargestellt.

7 Parameterstudie und Vergleich mit Großversuchen

7.1 Allgemeines

Die Parameterstudie kann im Wesentlichen in vier Abschnitte unterteilt werden. In einem ersten Abschnitt (vgl. Abschnitt 7.2) werden zunächst die Referenzlastfolge und die Referenzvarianten für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit der Fahrschienen eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System nach dem Kerbdehnungskonzept beschrieben. Diese Variante dient als Referenz, um die nachfolgend untersuchten Varianten einheitlich vergleichen zu können. Wird eine von der Referenzlastfolge abweichende Lastfolge verwendet, wird dies explizit beschrieben. Gleiches gilt für Parametervariationen gegenüber der Referenzvariante.

Bestandteil des zweiten Abschnitts ist die eigentliche Parameterstudie (vgl. Abschnitt 7.3). Hierbei wird zunächst der Einfluss der Erkenntnisse aus den numerischen Untersuchungen und anschließend der Einfluss der Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen auf die Lebensdauer der Fahrschiene betrachtet. Abschließend wird zusätzlich der Einfluss der Lastfolge in Kombination mit den zuvor betrachteten experimentellen und numerischen Parametern auf die Lebensdauer untersucht.

Inhalt des dritten Abschnitts ist es, aus den zuvor gewonnenen Erkenntnissen zunächst Empfehlungen für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis der Laufschienen eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System nach dem Kerbdehnungskonzept abzuleiten. Anschließend sollen diese Empfehlungen anhand von Großversuchen validiert werden, die beim Projektpartner vor Ort durchgeführt wurden. Dabei ist darauf zu achten, dass die Annahmen für Shuttlegewichte und Regalbeladung den aktuellen Gegebenheiten entsprechen. Die Großversuche wurden mit abweichenden Shuttlegewichten durchgeführt. Die sich daraus ergebenden Abweichungen der Eingangsparameter im Nachweis werden entsprechend den gewonnenen Erkenntnissen beschrieben. Weiterhin wird in diesem Abschnitt untersucht, welche analytischen Abschätzmethoden aus Kapitel 4 geeignet sind, den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit der Fahrschienen eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System nach dem Kerbdehnungskonzept auch ohne die Durchführung aufwändiger experimenteller und numerischer Untersuchungen bzw. mit nur geringem experimentellen und numerischen Aufwand führen zu können.

Im vierten und letzten Abschnitt dieses Kapitels wird eine Sensitivitätsanalyse der einzelnen Eingangsparameter in den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept untersucht (vgl. Abschnitt 7.5). Ziel ist es, die Parameter mit dem größten Einfluss auf die Lebensdauer zu isolieren. Weiterhin sollen dadurch potentielle Stellgrößen für den Nachweis ermittelt werden, um diese dem numerischen bzw. experimentellen Aufwand ihrer Ermittlung gegenüberzustellen. So ergibt sich eine Art Aufwand-Nutzen-Faktor für die einzelnen Parameter.

7.2 Referenzvariante

Der Referenzfall, auf den sich, wenn nicht anders erwähnt, alle Berechnungen beziehen, bildet die Ausgangssituation für die weiteren Varianten der Parameterstudie. Der Referenzfall beruht auf der Annahme, dass außer der Simulation zur Ermittlung der maßgebenden Nachweisstelle und der dort wirkenden maximalen Spannungen keine weiteren Ergebnisse aus experimentellen oder numerischen Untersuchungen vorliegen und keine weiteren Hinweise gegeben werden. Es werden Normwerte für den Werkstoff $HX380LAD$ sowie die erforderlichen Nenn- und Schätzwerte aus der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] angenommen. In der folgenden Tabelle 7.1 werden die Parameter des Referenzfalls angegeben.

Tabelle 7.1: Referenzeingabeparameter für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach dem Kerbdehnungskonzept

Eingabeparameter für die Referenzvariante			
E-Modul	E	206000	MPa
Maximale Spannung	$\sigma_{V,max}$	788,615	MPa
Absicherung der Lastfolge	γ_L	1,1	-
Bruchgrenze	R_m	500	MPa
Zyklischer Verfestigungsexponent	n'	0,187	-
Zyklischer Verfestigungskoeffizient	$K^{'}$	1005,77	MPa
Stützstelle der Wöhlerlinie	$P_{RAM,Z,WS}$	545,24	MPa
Dauerfestigkeit	$P_{RAM,D,WS}$	177,06	MPa
Steigung der Wöhlerlinie vorne	d_1	-0,302	-
Steigung der Wöhlerlinie hinten	d_2	-0,197	-
Traglastformzahl	K_p	1,158	-
Hochbeanspruchte Fläche	A_σ	500	mm^2
Spannungsgradient	G	2	$1/mm$
Oberflächenrauheit	R_z	12,5	μm
Absicherung der Wöhlerlinie	γ_M	1,1	-
Maximale Spannung abgesichert	$\sigma_{V,max,d}$	867,477	MPa
Statistische Stützzahl	n_{st}	1	-
Bruchmechanische Stützzahl	n_{bm}	1	
Werkstoffmechanische Stützzahl	n_p	1	-
Rauheitsfaktor	$K_{R,P}$	0,9475	-
Bauteilfaktor	f_{RAM}	1,1609	-
Abgesicherte Stützstelle	$P_{RAM,Z}$	469,649	MPa
Lastfolge	L	Referenz	-
Anisotropie-Faktor	K_A	1	-
Technologischer Größenfaktor	K_D	1	-

Lediglich die Maximalspannung $\sigma_{V,max}$ als von Mises Vergleichsspannung an der Nachweisstelle stammt aus einer numerischen Untersuchung. Die übrigen Kennwerte wie der E-Modul E und die Zugfestigkeit R_m beruhen auf Normwerten. Für die Zugfestigkeit wird der Mittelwert der in der Literatur angegebenen Spanne angesetzt. Die Kennwerte wie der zyklische Verfestigungsexponent n', der zyklische Verfestigungskoeffizient $K^{'}$, die Kennwerte der Wöhlerlinie $P_{RAM,Z,WS}$, $P_{RAM,D,WS}$, d_1 und d_2 sind der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] entnommen. Es wird angenommen, dass keine Informationen über die hochbeanspruchte Fläche vorliegen. Daher wird $A_\sigma = 500\,mm^2$ gewählt, so dass sich eine statistische Stützzahl $n_{st} = 1$ ergibt. Die Traglastformzahl wird konservativ aus dem Verhältnis von Bruchgrenze zu Fließgrenze angenommen, wieder bezogen auf die Normwerte des Stahls $HX380LAD$. Der Spannungsgradient $G = 2$ kann vereinfacht in Abhängigkeit vom Kerbradius nach der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] ermittelt werden. Die Rauheit $R_z = 12{,}5$ beschreibt den oberen Grenzwert aus der Literatur für gestanzte Oberflächen. Die übrigen Parameter aus Tabelle 7.1 ergeben sich im Zuge des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach dem Kerbdehnungskonzept gemäß FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear].

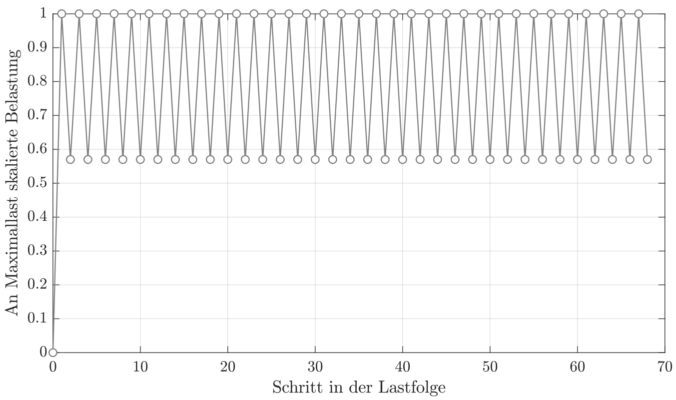


Abbildung 7.1: Umkehrpunkte der Referenzlastfolge

Neben den Parametern des Referenzfalls werden zusätzlich die Kennwerte der Referenzlastfolge (vgl. Abbildung 7.1) benötigt. Diese beruht auf der Annahme, dass das Regal voll beladen ist $(250\,kg)$ und das Schwingspiel durch eine Überfahrt des voll beladenen Shuttle-Fahrzeugs verursacht wird $(150\,kg/2)$. Die entsprechenden Lastannahmen können Kapitel 4 entnommen werden. Die minimale Spannung an der maßgebenden Nachweisstelle, die sich aus der reinen Beladung des Regals ergibt, beträgt $449{,}51\,MPa$. Dabei handelt es sich um eine rein linear-elastisch ermittelte Spannung. Die maximal auftretende Spannung an der Nachweisstelle aus der Überfahrt bei gleichzeitiger Vollbeladung des Regals beträgt $788{,}615\,MPa$ (vgl. Abschnitt 6.6.1). Auch hierbei liegt eine rein linear-elastisch ermittelte Spannung vor. In der Referenzlastfolge schwingt die Spannung unter Berücksichtigung des linear-elastischen Werkstoffverhaltens nach einem Startwert von $0\,MPa$ zwischen $788{,}615\,MPa$ (1) und $449{,}51\,MPa$ (0,57) (vgl. Abbildung 7.1). Die Länge der Lastfolgen wurde an die Länge der bereinigten Lastfolgen aus Abschnitt 4.4 an 68 Umkehrpunkten angepasst. Die Abbildung 7.1 zeigt die Referenzlastfolge. Im Abschnitt 7.3 werden die Erkenntnisse aus den numerischen und experimentellen Untersuchungen auf Ihren Einfluss auf die Lebensdauer der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttlesystem nach dem Kerbdehnungskonzept untersucht.

7.3 Ergebnisse der Parameterstudie

7.3.1 Einfluss der numerischen Untersuchungen

In Kapitel 6 wurden mit Hilfe der dort durchgeführten numerischen Untersuchungen insgesamt vier Eingangsgrößen bzw. Parameter ermittelt, die für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept des in der vorliegenden Arbeit untersuchten Systems erforderlich sind. Dabei handelt es sich um die maximale von Mises Vergleichsspannung $\sigma_{V,max}$ an der Nachweisstelle im Bauteil und den Spannungsgradienten G senkrecht zur Oberfläche an genau dieser Stelle. Letzterer wird bei der Bestimmung der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} gefordert. Die zwei verbleibenden Parameter, die numerisch ermittelt wurden, sind die Traglastformzahl K_p sowie die hochbeanspruchte Fläche A_σ, die zur Bestimmung der statistischen Stützzahl n_{st} herangezogen wird. Sowohl die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} als auch die statistische Stützzahl n_{st} stellen multiplikativ den durch die werkstoffmechanische Stützzahl n_p ausgedrückten Größeneinfluss dar.

Zusätzlich wurden in Kapitel 6 numerische Simulationen an Schalenelementen anstelle von Volumenelementen zur Bestimmung der maximalen Spannung sowie des Spannungsgradienten an der Nachweisstelle realisiert. Dabei zeigte sich, dass die ermittelten Spannungen und Spannungsgradienten etwas geringer ausgefallen sind als bei der Volumensimulation. Daher wird in diesem Kapitel der Einfluss der verschiedenen numerisch ermittelten Parameter aus Kapitel 6 auf die rechnerische Lebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept der Fahrschiene ermittelt und anschließend bewertet. In der Tabelle 7.2 sind die Ergebnisse der untersuchten Varianten dargestellt. Neben der Lebensdauer sind auch die von der Referenzvariante abweichenden Parameter und zusätzlich die prozentuale Abweichung der Lebensdauer von der Referenzvariante angegeben. Dadurch wird deutlich, wie groß der Einfluss der einzelnen Parameter auf die Lebensdauer ist. Während die Tabelle 7.2 nur die wichtigsten Angaben zu den untersuchten Varianten enthält, sind im Anhang J in den Tabellen J.2 und J.3 die vollständigen Parameter für den Nachweis aufgeführt.

Für die Varianten $N1 - N4$ aus Tabelle 7.2 werden die Erkenntnisse aus den Volumensimulationen berücksichtigt. Für die Referenzvarianten gemäß Tabelle 7.1 ergibt sich eine Referenzlebensdauer von 18936 Schwingspielen bezogen auf die Referenzlastfolge (vgl. Abbildung 7.1). Bei Verwendung der Traglastformzahl $K_p = 15{,}29$ für die Variante $N1$ aus Abschnitt 6.7 erhöht sich die rechnerische Lebensdauer bereits um ca. 264 % auf 69003 Schwingspiele. Für die Variante $N2$ wird die aus Abschnitt 6.6.4 ermittelte hochbeanspruchte Fläche $A_\sigma = 0{,}52\,mm^2$ in der Nachweisführung verwendet. Die so ermittelte Schwingspielzahl von $N = 82390$ Schwingspielen ist um ca. 335 % höher als für die Referenzvariante. Beide Größen beeinflussen die Lebensdauer somit deutlich.

In Variante $N3$ wird der aus Abschnitt 6.6.3 ermittelte Spannungsgradient $G = 2{,}34$ verwendet. Hierbei ist keine Erhöhung der Schwingspielzahl gegenüber der Referenzvariante zu erkennen. Dies ist auf die Ermittlung der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} zurückzuführen. Diese ist nicht nur vom Spannungsgradienten G, sondern zusätzlich von der Zugfestigkeit R_m und der statistischen Stützzahl n_{st} und somit auch von der hochbeanspruchte Fläche A_σ abhängig. Da sowohl R_m als auch A_σ im untersuch-

Tabelle 7.2: Einfluss der numerischen Untersuchungen auf die Lebensdauer der Fahrschiene

Name	Variations parameter	Anmerkung	Schwing- spielzahl N	Abweichung zu Referenz
-	-	-	-	%
Ref	-	-	18936	-
N1	$K_p = 15{,}29$	aus Volumen-	69003	264,39
N2	$A_\sigma = 0{,}52\,mm^2$	simulation	82390	335,09
N3	$G = 2{,}34$		18936	0,00
N4	K_p, A_σ und G		220670	1065,33
N5	$\sigma_{V,max} = 744{,}65\,MPa$	aus	34465	82,00
N6	$G = 2{,}30$	Schalen-	18936	0,00
N7	$\sigma_{V,max}$, G	simulation	34465	82,00
N8	$\sigma_{V,max}$, G,K_p	$\sigma_{V,max}$, G	90496	377,90
N9	$\sigma_{V,max}$, G,A_σ	aus Schalen-	127001	570,68
N10	$\sigma_{V,max}$, G, K_p,A_σ	simulation	289380	1428,18

ten Bauteil sehr klein sind, bleibt der Einfluss des Spannungsgradienten G unberücksichtigt. In der Sensitivitätsanalyse in Abschnitt 7.5 wird dieser Zusammenhang und der Einfluss des Spannungsgradienten in allgemeiner Form auf die rechnerische Lebensdauer der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System untersucht. Variante $N4$ berücksichtigt die drei Größen K_p, A_σ und G gemeinsam und fasst somit die Erkenntnisse aus den numerischen Volumensimulationen zusammen. Dadurch erhöht sich die rechnerische Lebensdauer um mehr als 1060 % (vgl. Tabelle 7.2) gegenüber der Referenzvariante. Es wird deutlich, dass der Einfluss der einzelnen Parameter mitunter signifikant ausfallen kann. Zusätzlich ist zu erkennen, dass sich die einzelnen Parameter bei der Bestimmung der Lebensdauer gegenseitig beeinflussen und somit der Einfluss eines einzelnen Parameters auf die Lebensdauer komplex sein kann. Darüber hinaus kann der Einfluss desselben Parameters auf die Lebensdauer bei verschiedenen Parametervariationen variieren.

Die Varianten $N5-N7$ aus Tabelle 7.2 verwenden die Ergebnisse der Simulationen mit Schalenelementen aus Abschnitt 6.8. Variante $N5$ berücksichtigt die maximale Spannung am Nachweispunkt $\sigma_{V,max} = 744{,}65\,MPa$ und Variante $N6$ den Spannungsgradienten $G = 2{,}30$ aus der Schalensimulation. In $N7$ sind beide Einflüsse kombiniert. Es ist zu erkennen, dass bei der um knapp 6 % geringeren Maximalspannung aus der Schalensimulation im Vergleich zur Volumensimulation eine Überschätzung der Lebensdauer um ca. 82 % eintritt. Dies deutet ebenfalls auf eine hohe Sensitivität der Lebensdauer gegenüber der im Nachweis verwendeten Eingangsspannung $\sigma_{V,max}$ hin. Dieser Einfluss wird im Abschnitt 7.5 näher betrachtet. Für die Varianten $N8 - N10$ wird auf Basis der Spannung $\sigma_{V,max}$ und des Spannungsgradienten G aus der Schalensimulation zusätzlich der Einfluss der zuvor ermittelten Traglastformzahl K_p und der hochbeanspruchten Fläche A_σ aus der Volumensimulation untersucht. Somit kann $N1$ mit $N8$, $N2$ und $N9$ sowie $N4$ und $N10$ verglichen werden. Sie unterscheiden sich nur in der Bestimmung von $\sigma_{V,max}$ und G, die zum einen aus der Volumensimulation und zum anderen aus der Schalensimulation resultieren. Hierbei ist gut zu erkennen, dass beide Größen K_p und A_σ bei den Schalensimulation respektive der geringeren Maximalspannung $\sigma_{V,max}$ einen größeren lebensdauererhöhenden Effekt aufweisen als bei der Volumensimulation mit der höheren Maximalspannung $\sigma_{V,max}$. Dieser Effekt wird ebenfalls in der Sensitivitätsanalyse genauer untersucht.

7.3.2 Einfluss der experimentellen Untersuchungen

Neben den bereits beschriebenen Eingangsgrößen in den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept, die durch numerische Untersuchungen ermittelt wurden, liegen noch zusätzliche Parameter vor, die durch experimentelle Untersuchungen im Kapitel 5 bestimmt wurden. In diesem Abschnitt wird der Einfluss dieser Parameter auf die rechnerische Lebensdauer bestimmt und bewertet. Zum Umfang der experimentellen Untersuchungen gehörten neben Messungen der Oberflächenrauheit (vgl. Abschnitt 5.6) an der Nachweisstelle auch spannungsgeregelte Dauerfestigkeitsversuche (vgl. Abschnitt 5.9), dehnungsgeregelte einstufige Wöhlerversuche (vgl. Abschnitt 5.10) und dehnungsgeregelte Incremental Step Tests (vgl. Abschnitt 5.11). Zunächst wird jedoch in Tabelle 7.3 der Einfluss des Elastizitätsmoduls E und der Zugfestigkeit R_m aus den quasi-statischen Zugversuchen aus Abschnitt 5.8 untersucht.

Tabelle 7.3: Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die Lebensdauer der Fahrschiene - Teil 1

Name	Variations-parameter	Anmerkung	Schwing-spielzahl N	Abweichung zu Referenz
-	-	-	-	%
Ref	-	-	18936	-
E1	$E = 206451$	aus	18883	-0,28
E2	$R_m = 469{,}65\,MPa$	Zugversuch	8268	-56,34
E3	E und R_m	Abschnitt 5.8	8190	-56,75
E4	$K_p = 15{,}29$	aus	63341	234,49
E5	$A_\sigma = 0{,}52\,mm^2$	Zugversuch	61054	222,42
E6	$G = 2{,}34$	und	8190	-56,75
E7	E,R_m,K_p,A_σ,G	Numerik	202568	969,73

Dabei ist gut zu erkennen, dass der Einfluss des Elastizitätsmoduls $E = 206\,451\,MPa$ sehr gering ist. Dies ist unter anderem auf die geringe Abweichung zur Referenzvariante zurückzuführen. Auf die Sensitivität der Lebensdauer gegenüber dem Elastizitätsmodul wird im Abschnitt 7.5 näher eingegangen. Für die Variante $E2$ aus Tabelle 7.3 wird dagegen der Einfluss der Bruchgrenze $R_m = 469{,}65\,MPa$ bestimmt. Die aus den Zugversuchen ermittelte Bruchgrenze liegt 6,46 % unter der der Referenzvariante, führt aber zu einer um mehr als 56 % geringeren Lebensdauer. Der Einfluss der Zugfestigkeit auf die Lebensdauer scheint im Gegensatz zum Elastizitätsmodul sehr ausgeprägt zu sein. Bei den Varianten $E4$, $E5$ und $E6$ werden zusätzlich die Größen der numerischen Untersuchungen K_p, A_σ und G aus dem vorangegangenen Abschnitt 7.3.1 einzeln berücksichtigt. Es wird immer nur die angegeben Größte variiert, während die anderen der Referenzvariante entsprechen. In Anhang J in Tabelle

J.4 sind die entsprechenden Eingangsgrößen aufgelistet. In Variante $E7$ werden alle drei numerisch ermittelten Größen K_p, A_σ und G aus dem vorangegangenen Abschnitt 7.3.1 gemeinsam berücksichtigt. Hierbei ist eine deutliche Erhöhung der Lebensdauer auf 202 568 Schwingspiele gegenüber der Referenzlastfolge erkennbar (vgl. Abbildung 7.1). Dies entspricht einer Erhöhung um ungefähr 970 %. Aufgrund dieser deutlichen Abweichung von der Referenzvariante wird unter Berücksichtigung des realen Materialverhaltens (E und R_m) sowie der numerischen Kenngrößen K_p, A_σ und G für die weiteren Parametervariationen die Variante $E7$ als neue Referenzvariante Ref2 eingeführt (vgl. Tabelle 7.4). In Tabelle 7.4 sind die Ergebnisse des Nachweises mit den übrigen experimentell ermittelten Parameter aus Kapitel 6 dargestellt. Die vollständigen Eingangsparameter dieser Varianten sind in Anhang J beigefügt.

Tabelle 7.4: Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die Lebensdauer der Fahrschiene - Teil 2

Name	Variations-parameter	Anmerkung	Schwing-spielzahl N	Abweichung zu Referenz 2
-	-	-	-	%
Ref	-	Referenz	18936	-90,65
Ref2	-	E7 (Referenz 2)	202568	0,00
		Ergebnisse aus Rauheitsmessung aus Abschnitt 5.6		
E8	$R_z = 7{,}43$	geschnitten	213971	5,63
E9	$R_z = 15{,}428$	geschert	198050	-2,23
		Ergebnisse aus Dauerfestigkeitsversuchen aus Abschnitt 5.9		
E10	$P_{RAM,D,WS} = 207{,}47$	Dixon Mood	202568	0,00
E11	$P_{RAM,D,WS} = 205{,}27$	Hück	202568	0,00
E12	$P_{RAM,D,WS} = 173{,}08$	Deubelbeiss	202568	0,00
E13	$P_{RAM,D,WS} = 172{,}76$	Max. Likelihood V1-V12	202568	0,00
E14	$P_{RAM,D,WS} = 207{,}73$	Max. Likelihood V5-V12	202568	0,00
		Ergebnisse aus Incremental Step Tests aus Abschnitt 5.11		
E15	$K' = 741{,}78$ $n' = 0{,}10635$	V1 Anfangszyklus	194759	-3,86
E16	$K' = 759{,}78$ $n' = 0{,}11630$	V1 Stabilisiert	197399	-2,55
E17	$K' = 752{,}94$ $n' = 0{,}11381$	V1 MW aller Zyklen	197086	-2,71
E18	$K' = 764{,}76$ $n' = 0{,}11316$	V2 Anfangszyklus	195081	-3,70

Name	Variations-parameter	Anmerkung	Schwing-spielzahl N	Abweichung zu Referenz 2
-	-	-	-	%
E19	$K^{'} = 770{,}20$ $n^{'} = 0{,}12200$	V2 Stabilisiert	198808	-1,86
E20	$K^{'} = 770{,}30$ $n^{'} = 0{,}12081$	V2 MW aller Zyklen	198209	-2,15
E21	$K^{'} = 753{,}27$ $n^{'} = 0{,}10976$	$\frac{V1+V2}{2}$ Anfangszyklus	194913	-3,78
E22	$K^{'} = 764{,}99$ $n^{'} = 0{,}11915$	$\frac{V1+V2}{2}$ Stabilisiert	198113	-2,20
E23	$K^{'} = 761{,}62$ $n^{'} = 0{,}11731$	$\frac{V1+V2}{2}$ MW aller Zyklen	197654	-2,43
Ergebnisse aus Einstufenversuchen aus Abschnitt 5.10				
E24	$K^{'} = 894{,}75$ $n^{'} = 0{,}14800$	$K^{'}, n^{'}$ Direktauswertung	195710	-3,39
E25	$K^{'} = 976{,}90$ $n^{'} = 0{,}16099$	$K^{'}, n^{'}$ aus Kompatibilität	192850	-4,80
E26	$P_{RAM,Z,WS}$,	aus Einstufenversuche	836244	201,32
E27	$P_{RAM,D,WS}$,	Vorschlag 1: $d1$ wie FKM	574736	183,73
E28	$d1$, $d2$ siehe Tabelle J.9	Vorschlag 2: $d1 = d2$	574736	183,73

In Tabelle 7.4 wird nun der Einfluss der Rauheitsmessung, der Dauerfestigkeitsversuche, der dehnungsgeregelten Wöhlerversuche und der Incremental Step Tests untersucht. Bei den Varianten $E8 - E9$ wird der Einfluss der Oberflächenrauheit aus der Rauheitsmessung an der Stanzfläche der maßgebenden Nachweisstelle betrachtet. Dabei wird sowohl die Rissinitiierung an der Schnittfläche der Stanzung mit $R_z = 7{,}43\,\mu m$ als auch an der Scherfläche der Stanzung mit $R_z = 15{,}428\,\mu m$ betrachtet. Die Referenzgröße der Rauheit aus der Literatur für gestanzte Oberflächen mit $R_z = 12{,}5\,\mu m$ liegt hierbei zwischen den beiden Ergebnissen der Rauheitsmessung. Je nach Ort der Rissinitiierung unterscheidet sich die rechnerische Lebensdauer um 8 %, 213 971 Lastwechsel für die geschnittene Stanzfläche und 198 050 Lastwechsel für die gescherte Stanzfläche. Es resultiert somit durchaus ein nicht unwesentlicher Unterschied in der Lebensdauer zwischen geschnittener oder gestanzter Oberfläche. Dabei besteht Potential zur Steuerung der rechnerischen Lebensdauer in Abhängigkeit von der Einbaurichtung der Fahrschiene im Bezug auf die Stanzrichtung oder auch durch Nachbehandlung der Stanzfläche. Daher wird auch für R_z in Abschnitt 7.5 die Sensitivität hinsichtlich der Lebensdauer untersucht.

Tabelle 7.4 listet weiterhin für die Varianten $E10-E14$ der Einfluss der Auswertungsmethode der Dauerfestigkeitsversuche aus Abschnitt 5.9 auf. Für die betrachtete Referenzlastfolge kann kein Einfluss auf die Lebensdauer festgestellt werden, wenngleich die Ergebnisse doch deutlich variieren. Auch der Nachweis der Dauerfestigkeit kann nicht erbracht werden. Dies kann unter anderem daran liegen, dass die Dauerfestigkeit ferner von der maximal wirksamen Spannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$ und somit auch indirekt von der Lastfolge abhängt. Hierbei ist denkbar, dass bei Lastfolgen mit geringerer Maximallast und kleiner Lastamplitude der Nachweis der Dauerfestigkeit erfüllt ist und somit die Methode der Auswertung der Dauerfestigkeitsversuche relevant wird, da sich die Ergebnisse deutlich unterscheiden. Im Abschnitt 7.3.3 wird dieser Effekt sowie der allgemeine Einfluss der verschiedener Lastfolgen auf die Lebensdauer der Fahrschiene betrachtet.

Mit den Varianten $E15 - E23$ wird der Einfluss der beiden Incremental Step Tests aus Abschnitt 5.11 untersucht. Zusätzlich wird der Einfluss der Stabilisierung des Werkstoffverhaltens bei wiederholter Belastung untersucht. Damit soll überprüft werden, ob die Verwendung des zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und des zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ bei halber Anrissschwingspielzahl das Verhalten des Werkstoffes über die gesamte Lebensdauer hinweg realitätsnah repräsentiert. Dazu werden für $ISTV1$, $ISTV2$ und den Mittelwert aus beiden Versuchen die zyklischen Parameter $K^{'}$ und $n^{'}$ sowohl für einen initialen Zyklus des jeweiligen IST-Versuchs, für den stabilisierten Zyklus nach etwa der Hälfte der Lebensdauer und für den Mittelwert aller Zyklen betrachtet. Es ist zu beobachten, dass der Mittelwert aller Zyklen jeweils gut mit dem stabilisierten Zyklus übereinstimmt und der stabilisierte Zyklus somit repräsentativ für die Gesamtlebensdauer ist. Der Einfluss von $K^{'}$ und $n^{'}$ auf die Lebensdauer ist somit für die betrachtete Größenordnung eher gering. Werden zusätzlich die Ergebnisse der Einstufenversuche aus Abschnitt 5.10 (Variante $E24 - E25$) herangezogen, bestätigen diese die Hypothese. Denn die beide Versuchsvarianten liefern ähnliche Ergebnisse im Bezug auf die Lebensdauer wenngleich sich die zyklischen Parameter teilweise um bis zu 25 % bei $K^{'}$ und bis zu 34 % bei $n^{'}$ unterscheiden. Dennoch wird die Sensitivität der Lebensdauer gegenüber des zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und des zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ im Abschnitt 7.5 untersucht.

Hingegen ein deutlicher Einfluss auf die Lebensdauer ist für die Varianten $E26 - E28$ zu erkennen. Hierbei werden die Einstufenversuche aus Abschnitt 5.10 hinsichtlich der Kenngrößen der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie ausgewertet. Dabei werden sowohl die Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$, die Dauerfestigkeit $P_{RAM,D,WS}$ als auch die beiden Steigungen $d1$ und $d2$ des Schädigungsparameters P_{RAM} ausgewertet. Damit ist nicht nur eine signifikante Drehung der Wöhlerlinie durch die Änderung der Steigungen $d1$ und $d2$ möglich, sondern zusätzlich auch eine vertikale Verschiebung der Wöhlerlinie durch die Variation der Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$. Die Lebensdauer erhöht sich im betrachteten Fall um etwas über 200 % auf 836 244 bezogen auf die Referenzvariante Ref2. Die umfänglichen Werte aus den Einstufenversuchen und deren Einfluss auf die Lebensdauer der Fahrschiene können Tabelle J.9 entnommen werden. Die Vorschläge für die beiden Steigungen der Wöhlerlinien d_1 und d_2 der beiden Varianten $E28$ und $E29$ wurden bereits im Abschnitt 5.10 explizit beschrieben. Bei Vorschlag 1 ($E28$) wird die Steigung im Bereich hoher Dehnungsamplituden zu $d_1 = -0{,}302$ wie in der Empfehlung der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] angenommen, bei Vorschlag 2 wird die Steigung d_2 weitergeführt und es gilt $d_1 = d_2 = -0{,}1654$. Für die vorliegende Parametervariation und Lastfolge ist zunächst kein Unterschied zwischen den beiden Varianten erkennbar. Bei anderen Parametervariationen oder Lastfolgen mit besonders hohen Dehnungsamplituden ist allerdings ein Differenzbetrag zu erwarten. Bei der Variante $E26$ wird der Einfluss aller Kenngrößen der Schädigungsparameter-

Wöhlerlinie gemeinsam betrachtet. Allerdings ist sowohl durch die Veränderung der Steigung d_1 und/oder d_2, d. h. der bildlichen Drehung der Wöhlerlinie als auch durch die Variation der Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$ und der somit einhergehenden vertikalen Verschieben der Wöhlerlinie auch getrennt voneinander eine signifikante Beeinflussung der Lebensdauer zu erwarten. Auch die Sensitivität der Lebensdauer gegenüber aller Kenngrößen der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie wird ebenfalls in Abschnitt 7.5 untersucht.

7.3.3 Einfluss der Lastfolgen

Ein bedeutender Faktor beim rechnerischen Ermüdungsnachweis eines Bauteils nach dem Kerbdehnungskonzepts ist die Beanspruchung an der maßgebenden bzw. versagenskritischen Nachweisstelle. Die Beanspruchung wird zum einen maßgeblich durch die äußere Belastung bestimmt, zum anderen aber auch erheblich durch die vorliegende Lastfolge charakterisiert. Da in der vorliegenden Arbeit keine Informationen bezüglich der Verwendung des automatisierten Regallagers noch zu erwarteten Lastfolgen vorliegen, wurden im Abschnitt 4.4 zufällige synthetische Lastfolgen ermittelt. Anhand dieser Lastfolgen wird im Folgenden ihr Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer der Fahrschiene untersucht, immer bezogen auf die Referenzvariante Ref2 aus Abschnitt 7.3.2. In der Tabelle 7.5 werden die Ergebnisse der Lebensdauer der untersuchten Varianten aufgelistet. Es wird zusätzlich zu der prozentualen Abweichungen der jeweiligen Lastfolge zur Referenz Ref2 auch noch die Abweichungs als Faktor angegeben.

Tabelle 7.5: Einfluss der Lastfolge auf die Lebensdauer der Fahrschiene bezogen auf die Referenzlastfolge und Parametervariation Ref2

Lastfolge (LF) -	Schwingspielzahl N	Abweichung zu Ref2 und Referenzlastfolge in %	als Faktor
Referenz	202568	0,00	1,0
LF7	88430	-56,35	0,437
LF8	1492622	636,85	7,369
LF9	1389256	585,82	6,858
LF10	97675	-51,78	0,482
LF11	1295958	539,77	6,398
LF12	1448773	615,20	7,152
LF13	99890	-50,69	0,493
LF14	947545	367,77	4,678
LF15	1342998	562,99	6,630
LF16	25014	-87,65	0,123
LF17	973543	380,60	4,806
LF18	248818	22,83	1,228
Worst Case	3644	-98,20	0,018

Neben der Referenzlastfolge (vgl. Abbildung 7.1) werden die Lastfolgen $LF7$ bis $LF18$ betrachtet, d. h. die Kombinationen aus Regalbeladung und Shuttleüberfahrt (vgl. Tabelle 4.12). Die Lebensdauer der Referenzvariante bezogen auf die Referenzlastfolge beträgt $N = 202\,568$ Lastwechsel. Die höchste Lebensdauer ergibt sich zu $N = 1\,492\,622$ Lastwechseln für die Lastfolge $LF8$ (vgl. Anhang B). Charakteristisch für diese Lastfolge ist neben den geringeren Maximalwerten der einzelnen Lastspiele auch die geringere Amplitude dieser Lastspiele. Es resultiert eine um den Faktor 7,369 höhere Lebensdauer gegenüber der Referenzlastfolge. Für die Lastfolge $LF16$, eine Lastfolge, die durch häufig auftretende hohe Maximalwerte sowie große Amplituden der einzelnen Lastspiele dominiert wird (vgl. Anhang B), reduziert sich die rechnerische Lebensdauer auf lediglich $N = 25\,014$ Lastspiele. Zwischen maximaler Lebensdauer der Lastfolge $LF8$ und minimaler Lebensdauer der Lastfolge $LF16$ liegt somit allein durch die Variation der Lastfolge bei sonst gleichen Parametern ein Faktor von annähernd 60. Die Lebensdauern der übrigen Lastfolgen verteilen sich entsprechend der Charakteristik der einzelnen Schwingspiele innerhalb dieses Bereiches. Der Einfluss der Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer der untersuchten Fahrschiene ist somit deutlich erkennbar. Wird weiterhin eine Art Worst Case Lastfolge, d. h. eine Lastfolge, bei der das Maximum aller Schwingspiele bei der Maximalbeanspruchung liegt und alle Minima bei 0, so ergibt sich sogar nur eine Lebensdauer von 3644 Lastwechseln. Alles in allem lässt sich jedoch festhalten, dass die Lebensdauer eine hohe Sensitivität gegenüber der vorliegenden Lastfolge ausweist. Aus diesem Grund ist auf die Festlegung der Lastfolge besondere Sorgfalt zu verwenden. Der Einfluss der Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer für andere Parametervarianten wird im Abschnitt 7.5 untersucht.

7.4 Ermüdungsnachweis der Fahrschiene

7.4.1 Großversuch der Fahrschiene

Um die vorangegangenen Untersuchungen und den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System validieren zu können, wurden beim Projektpartner BITO-Lagertechnik Bittmann GmbH vor Ort Großversuche durchgeführt. Dazu wurde die Radlast des Shuttle-Fahrzeugs auf die Fahrschiene mit Hilfe von zwei Pneumatikzylindern im Abstand der Radachsen des untersuchten Shuttles (vgl. Abschnitt 3.2.1) simuliert. Hierbei wurden die Pneumatikzylinder so angeordnet, dass sie horizontal verfahrbar sind und somit die Überfahrt des Shuttle-Fahrzeugs über die gesamte Fahrschiene simuliert werden kann. Die gesamten Berechnungen in dieser Arbeit basieren auf den aktuellen Abmessungen, dem aktuellen Gewicht des Shuttle-Fahrzeugs und der Ladeeinheiten des Regalsystems. Bei den Großversuchen wurden hingegen abweichende Lasten untersucht. Es wurden zwei Versuche mit einer geringeren Gesamtlast des Shuttles, bestehend aus dem Shuttle-Fahrzeug und der Ladeeinheit, mit einem Gewicht von 120 kg, d. h. einer Einzelradlast von 30 kg, durchgeführt. Weiterhin wurde ein Versuch mit einer Gesamtlast aus Shuttle-Fahrzeug und Ladeeinheit von 175 kg untersucht. Die Einzelradlast betrug in diesem Fall 43,75 kg. Die Maximalbeladung des Regals von 250 kg bei doppeltiefer Ausführung blieb unverändert. Insgesamt wurden lediglich drei Versuche durchgeführt, da diese sehr aufwendig und umfangreich sind.

Die unterschiedlichen Gesamtlasten des Shuttle-Fahrzeugs aus den Großversuchen führen jeweils zu einer Änderung der maximalen Vergleichsspannung $\sigma_{V,max}$ sowie

Tabelle 7.6: Abweichenden Parameter für den Ermüdungsnachweis für eine höhere und eine niedrigere Shuttlelast

Shuttlegesamtgewicht 120 kg	
Parameter	Wert
$\sigma_{V,max}$	724,06
G	2,36

Shuttlegesamtgewicht 175 kg	
Parameter	Wert
$\sigma_{V,max}$	844,13
G	2,37

des Spannungsgradienten G an der Nachweisstelle. Auf Grund der verhältnismäßig geringen Änderung der Gesamtbeanspruchung durch die beiden abweichenden Shuttlegesamtlasten auf die Fahrschiene ist jedoch keine abweichende hochbeanspruchte Fläche A_σ festzustellen. Bei den übrigen Parametern handelt es sich um Gesamtsystemgrößen bzw. Werkstoffgrößen, die dementsprechend unabhängig von der äußeren Belastung sind. In der Tabelle 7.6 sind die für diese beiden Lastfälle abweichenden Parameter für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept angegeben.

Tabelle 7.7: Ergebnisse der Großversuche an der Fahrschiene für eine höhere und eine niedrigere Shuttlelast

Shuttlegesamtgewicht 120 kg	
Versuch	N
V1	850000
V2	900000

Shuttlegesamtgewicht 175 kg	
Versuch	N
V1	400000

Abbildung 7.2: Anriss an der ersten kleinen Stanzung A unmittelbar neben dem Mittelauflager

In der Tabelle 7.7 sind die Ergebnisse der Großversuche aufgelistet. Diese werden in den beiden Abschnitten 7.4.2 und 7.4.3 mit den Ergebnissen der rechnerischen Ermüdungsnachweise verglichen. Bei allen Großversuchen ist zu beobachten, dass die Lage des versagensinitiierenden Anrisses bei der kleinen Stanzung A unmittelbar neben dem Mittelauflager liegt. Dies deckt sich mit den Ergebnissen der numerischen Untersuchungen aus Abschnitt 6.6.1 zur Lage der maßgebenden Nachweisstelle und validiert diese demzufolge. In Abbildung 7.2 ist exemplarisch für alle Großversuche der Anriss in der Fahrschiene dargestellt. Dieses Versagen ist bei den drei Großversuchen identisch. Ein Vergleich dieser mit der Richtung der Normalen zum Rand der Nachweisstelle mit der höchsten Spannung aus Abbildung 6.15 zeigt eine gute Affinität zur Richtung des Risses aus Abbildung 7.2. Die Simulationsergebnisse erscheinen somit plausibel.

7.4.2 Ermüdungsnachweis mit numerisch und experimentell ermittelten Parametern

In diesem Abschnitt wird der Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept für die Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System auf Grundlage der numerisch und experimentell ermittelten Parametern aus den Kapiteln 5 und 6 sowie den Erkenntnissen aus der Parameterstudie aus Abschnitt 7.1 geführt. Zur Validierung werden die aus Abschnitt 7.4.1 im Großversuch experimentell ermittelten Lebensdauern verwendet. In Tabelle 7.8 sind die Parameter entsprechend der Rahmenbedingungen der Versuche für sowohl die geringeren als auch die höheren Shuttlelast, d. h. ein Shuttlegesamtgewicht von 120 kg bzw. 175 kg angegeben.

Tabelle 7.8: Kennwerte und Ergebnisse des Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach Kerbdehnungskonzept der Fahrschiene mit Shuttlegesamtgewicht 120 kg und 175 kg

Nachweis mit Shuttlegesamtgewicht 120 kg und 175 kg			
Parameter	Einheit	120kg	175kg
E	MPa	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	724,06	844,129
γ_L	-	1,1	1,1
R_m	MPa	469,65	469,65
n'	-	0,147997	0,147997
$K^{'}$	MPa	894,75	894,75
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	528,00	528,00
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	205,27	205,27
d_1	-	-0,302	-0,302
d_2	-	-0,1654	-0,1654
K_p	-	15,29	15,29
A_σ	mm^2	0,52	0,52
G	$1/mm$	2,37	2,37
R_z	μm	15,428	15,428
γ_M	-	1,1	1,1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	796,47	928,54
n_{st}	-	1,257	1,257
n_{bm}	-	1,000	1,000
n_p	-	1,257	1,257
$K_{R,P}$	-	0,9470	0,9470
f_{RAM}	-	0,9239	0,9239
$P_{RAM,Z}$	MPa	571,51	571,51
L	-	Ref	Ref
$P_{RAM,max}$	MPa	423,87	494,17
x_{LF}	-	26121	11138
N	-	862026	367574

Da die numerischen und experimentellen Ergebnisse in der Regel das Werkstoffverhalten realitätsnaher abbilden als die analytisch abgeschätzten Werte, wird die Verwendung aller numerischen und experimentellen Parameter empfohlen. Nachteil insbesondere der experimentell bestimmten Parameter ist allerdings der hohe Ermittlungsaufwand. Aus der Parameterstudie empfiehlt sich die Verwendung der Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche aus Abschnitt 5.8.2 für den E-Modul E und die Zugfestigkeit R_m. Die einwirkenden maximale Vergleichsspannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$ sowie die Traglastformzahl K_p, die hochbeanspruchte Fläche A_σ und der Spannungsgradient G werden aus den numerischen Untersuchungen an Simulationen mit Volumenelementen aus Abschnitt 6.6 und 6.7 entnommen.

Für die Kennwerte der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie $P_{RAM,Z,WS}$, d_1 und d_2 werden die Ergebnisse der dehnungsgeregelten einstufigen Wöhlerversuche verwendet. Hierbei ist wichtig, dass für die Steigung d_1 nicht der aus den Versuchen ermittelte Wert, sondern der Wert aus der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] angesetzt wird. Es wird somit Vorschlag 1 aus Abschnitt 5.10.3 angewendet. Dies liegt daran, dass einige Ergebnisse der Wöhlerversuche um den Knickpunkt der Wöhlerlinie im Bereich von 1000 Lastwechseln streuen, was zu einer unrealistisch großen Steigung für d_1 führt. Dieser Sachverhalt wurde bereits genauer in Abschnitt 5.10.3 beschrieben. Für die zyklischen Kennwerte n' und $K^{'}$ wird empfohlen, ebenfalls die Ergebnisse der Einstufenversuche zu verwenden. Dies liegt darin begründet, dass die Ergenisse der Einstufenversuche und der Incremental Step Test nah zusammen liegen, so aber nur die Einstufenversuche und nicht zusätzlich Incremental Step Tests durchgeführt werden müssen. Für die Oberflächenrauheit R_z empfiehlt sich die Verwendung des Wertes der abgescherten Oberfläche, folglich der Fläche mit der etwas höheren Rauheit. Zwar ist der Punkt der Rissentstehung aus der Simulation bekannt, über die Einbaurichtung der Schiene in Abhängigkeit der Stanzrichtung liegen allerdings keine Informationen vor. So liegt die Annahme der höheren Rauheit auf der sicheren Seite.

In Tabelle 7.8 sind die Ergebnisse des Ermüdungsnachweises für die beiden Varianten der Großversuche angegeben. Werden diese nun mit den Ergebnissen der experimentellen Großversuche verglichen, so ist zu erkennen, dass für die höhere Shuttlelast der Großversuch mit 400 000 Lastwechseln bis zum Anriss das Ergebnis des Nachweises mit 367 574 Lastwechseln validiert. Die Annahmen für den Nachweis sind damit bestätigt. Bei der Betrachtung der Ergebnisse für das geringere Shuttlegewicht fällt auf, dass ein Versuch mit 900 000 Lastwechseln über dem Ergebnis des Nachweises von 862 026 liegt, wohingegen das andere Versuchsergebnis mit 850 000 Lastwechseln etwas unter dem Nachweis liegt. Die Abweichung ist allerdings mit 1,4 % sehr gering, sodass der Nachweis dennoch als erfüllt angesehen werden kann. Zudem ist zu beachten, dass nur wenige Versuchsergebnisse vorliegen, sodass nicht festzustellen ist, ob es sich um einen statistischen Ausreißer oder um ein statistisch aussagekräftiges Ergebnis handelt. Dennoch liegen die Ergebnisse in einer realistischen Größenordnung.

7.4.3 Ermüdungsnachweis mit analytischen Abschätzmethoden

Einfluss der analytischen Abschätzmethode auf die Lebensdauer

In Abschnitt 4.1.2 wurden analytische Abschätzverfahren zur Bestimmung des zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und des zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ vorgestellt. Genannt wurden das Uniform Material Law, das Material Law of Steel Sheets, die Method of universal slopes 2006, das Uniform Material Law+ sowie die FKM-Methode und die FKM-Methode+. Um den Einfluss der zyklischen Parameter

$K^{'}$ und $n^{'}$ auf die Lebensdauer bestimmen zu können, müssen diese zunächst für die sechs genannten Abschätzmethoden ermittelt werden. $K^{'}$ und $n^{'}$ für jede Abschätzmethode sind in Tabelle J.16 bis J.21 in Anhang J angegeben. In Tabelle 7.9 sind die Ergebnisse der rechnerischen Lebensdauerermittlung nach dem Kerbdehnungskonzept für den zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und den zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ für alle genannten Abschätzmethoden dargestellt. Die Lebensdauer variiert zwischen $N = 200\,090$ und $N = 209\,183$ und liegt in der Größenordnung der experimentell ermittelten Größen $K^{'}$ und $n^{'}$. Lediglich beim Material Law of Steel Sheets fällt die Lebensdauer mit $N = 174\,328$ Schwingspielen etwas geringer aus. Hierbei wurde immer der Schädigungsparameter P_{RAM} angesetzt. Die umfänglichen Eingangsgrößen und Ergebnisse der entsprechenden Ermüdungsnachweise für die Varianten der Abschätzmethoden sind in Tabelle J.22 ebenfalls im Anhang J beigefügt.

Tabelle 7.9: Ergebnisse des Nachweises der Ermüdungsfestigkeit mit $K^{'}$ und $n^{'}$ aus analytischen Abschätzmethoden

P_{RAM}		UML	MLSS	MVS2006
N	-	209183	174328	204580
$\Delta LDRef2$	%	3,27	-13,94	0,99

P_{RAM}		UML+	FKM	FKM+
N	-	208196	202519	200090
$\Delta LDRef2$	%	2,78	-0,02	-1,22

Darüber hinaus wurden im Abschnitt 4.2.2 einige Schädigungsparameter vorgestellt. Mit ihrer Hilfe kann in Verbindung mit den genannten analytischen Abschätzverfahren die Schädigungswirkung eines Schwingspiels abgeschätzt werden. Ihr Vorteil liegt in der einfachen Anwendung und dem Verzicht auf die Durchführung sehr umfangreicher und aufwändiger dehnungsgeregelter, einstufiger Wöhlerversuche. Damit bieten sie ein erhebliches Einsparpotential hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit und der Dauer des Ermüdungsnachweises nach dem Kerbdehnungskonzept. Dabei stellt sich die Frage, wie sich die Lebensdauer von der durch experimentelle Untersuchungen ermittelten Lebensdauer unterscheidet und ob sich die Durchführung von dehnungsgeregelten Wöhlerversuchen lohnt. Um die zur Bestimmung der Schädigungswirkung eines Schwingspiels und damit letztlich die zur Lebensdauerbestimmung notwendige Schädigungsparameterwöhlerlinie ermitteln zu können, müssen zunächst die Kenngrößen der Dehnungswöhlerlinie $\sigma_f^{'}$, $\varepsilon_f^{'}$, c und b (vgl. Abschnitt 4.1) berechnet werden. Dies geschieht mit Hilfe der in Tabelle 4.1 in Abschnitt 4.1.2 genannten Abschätzmethoden. Anschließend kann mit Hilfe des jeweiligen Schädigungsparameters, in diesem Fall P_{SWT} und P_B (vgl. Gleichung 4.9 und 4.11) und der zugehörigen Wöhlerlinie (vgl. Gleichung 4.10) die Zeitfestigkeitsfunktion bzw. Schädigungsparameterwöhlerlinie bestimmt werden. Im Anhang J in Tabelle J.16 bis J.21 sind die ermittelten Kenngrößen der sechs untersuchten Abschätzverfahren beschrieben. In diesem Abschnitt wird der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System nach dem Kerbdehnungskonzept jeweils für die Schädigungsparameter P_{SWT} und P_B (vgl. Gleichung 4.9 und 4.11) geführt. Daraus ergeben sich zwölf untersuchte Varianten. Zu Vergleichszwecken ist weiterhin der Nachweis für die Schädigungsparameter R_{RAM} und P_{RAJ} unter Verwendung der entsprechenden Schädigungsparameterwöhlerlinie nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] dargestellt. Alle anderen Parameter des Nachweises entsprechen der Referenzvariante Ref2 (vgl. Tabelle 7.3). Untersucht wurde die Referenzlastfolge (vgl. Abbildung 7.1). In Tabelle 7.11 sind die Lebensdauern unter Berücksichtigung des Schädigungsparameters P_{SWT} und in Tabelle 7.10 die unter Berücksichtigung des Schädigungsparameters P_B dargestellt.

Tabelle 7.10: Ergebnisse des Nachweises der Ermüdungsfestigkeit nach Kerbdehnungskonzept mit analytischen Abschätzmethoden und P_B

P_B		UML	MLSS	MVS2006
N	-	3679109	1989979940	4314091
$\Delta LDRef2$	%	1716,24	982277,12	2029,70

P_B		UML+	FKM	FKM+
N	-	3938101	2450660	2702903
$\Delta LDRef2$	%	1844,09	1109,80	1234,32

Es ist unmittelbar ersichtlich, dass die in Abhängigkeit vom Schädigungsparameter P_B ermittelten Lebensdauern deutlich zu hoch sind. Dies gilt sowohl für die Lebensdauer der Referenzlastfolge von $N = 202\,568$ als auch für die Versuchsergebnisse des Großversuchs mit einer maximalen Lebensdauer von $N = 900\,000$ und dies obwohl hierbei eine geringe maximal wirkende Vergleichsspannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$ vorherrscht. Die hohe Lebensdauer ist das Resultat der Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit. Durch diese wird die einwirkende Mittelspannung eines Schwingspiels rechnerisch reduziert. Da es sich bei dem verwendeten Stahl $HX380LAD$ mit einer Zugfestigkeit $R_m = 469{,}65\,MPa$ um eine relativ niedrige Zugfestigkeit handelt, ist der rechnerische Einfluss der Mittelspannungsempfindlichkeit nicht sehr ausgeprägt. Dies entspricht offenbar nicht dem Verhalten des vorliegenden Werkstoffes und eine Verwendung des Schädigungsparameters P_B zur Abschätzung der Schädigungsparameterwöhlerlinie, unabhängig von der rechnerischen Abschätzungsmethode der Parameter der Dehnungswöhlerlinie, ist daher nicht sinnvoll und wird nicht weiter untersucht. Dies kann unter anderem damit zusammenhängen, dass der Mittelspannungseinfluss M_σ der bei diesem Schädigungsparameters P_B berücksichtigt wird, für den in der vorliegenden Arbeit verwendeten Werkstoff $HX380LAD$ mit einer Zugfestigkeit von $469{,}65\,MPa$ nicht passend ist. Denn die Mittelspannungsempfindlichkeit für Stähle mit einem $R_m \leq 500MPa$ ist laut Abbildung 2.16 sehr gering, sodass die Berücksichtigung dieser bei P_B das reale Materialverhalten nicht passend abbildet.

Anders ist dies für den Schädigungsparameter P_{SWT}, bei dem es keine Berücksichtigung eines Mittelspannungseinflusses gibt und daher eher das Verhalten eines Werkstoffes mit $R_m \leq 500MPa$ abbildet (vgl. Abbildung 2.16). Denn bei einer Betrachtung

Tabelle 7.11: Ergebnisse des Nachweises der Ermüdungsfestigkeit nach Kerbdehnungskonzept mit analytischen Abschätzmethoden und P_{SWT}

P_{SWT}		UML	MLSS	MVS2006	UML+	FKM	FKM+
N	-	287913	5482731	320045	307129	234750	230461
$\Delta LDRef2$	%	42,13	2606,62	57,99	51,62	15,89	13,77

der Ergebnisse für den Schädigungsparameter P_{SWT} in Tabelle 7.11, liegen die Ergebnisse in einem realistischen Bereich. Lediglich das Material Law of Steel Sheets führt zu einer deutlichen Überschätzung der Lebensdauer und ist somit für den vorliegenden Werkstoff ungeeignet. Die übrigen Ergebnisse liegen in einem plausiblen Bereich und führen zu sehr ähnlichen Ergebnissen zwischen $N = 230\,461$ und $N = 320\,045$. Werden diese mit dem Ergebnis des Nachweises unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus Abschnitt 7.4.2 verglichen, die durch die Großversuche für andere Belastungen bereits validiert sind, von $N = 537\,016$ (vgl. Tabelle 7.12), so bestätigt sich die Plausibilität nochmals. Das Uniform Material Law + zeichnet sich insbesondere durch seine einfache Anwendung bei gleichzeitig guten Ergebnissen aus. Zudem eignet es sich besonders bei der Beschreibung von Stählen. Die Weiterentwicklung des UML durch Hatscher [Hatscher et al. 2006] mit den Erkenntnissen der Method of variable Slopes 2006 von Hatscher, Seeger und Zenner [Hatscher et al. 2006] benötigt lediglich den E-Modul E und die Zugfestigkeit R_m. Je nach Werkstoff kann zusätzlich der Vergleichsumformgrad ϕ_v berücksichtigt werden. Für den vorliegenden mikrolegierten Stahl $HX380LAD$ ist dies jedoch nicht möglich.

Tabelle 7.12: Ergebnisse des Nachweises der Ermüdungsfestigkeit nach Kerbdehnungskonzept mit analytischen Abschätzmethoden und P_{RAM} und P_{RAJ}

		P_{RAM}	P_{RAJ}	Num./Exp. Parameter	UML+/P_{SWT}
N	-	202568	215422	537016	307129
$\Delta LDRef2$	%	0,00	6,35	165,10	51,61

Unter Verwendung des UML+ ergibt sich eine Lebensdauer von $N = 307\,129$ (vgl. Tabelle 7.12), während die übrigen Parameter unverändert wie in Referenzvariante Ref2 in den Nachweis eingehen. Werden dagegen die in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] empfohlenen Schädigungsparameter P_{RAM} und P_{RAJ} bei ansonsten identischen Parametern verwendet, so liegen die berechneten Lebensdauern mit $N = 202\,568$ für P_{RAM} und $215\,422$ für P_{RAJ} etwas unter denen, die sich aus UML+ und P_{SWT} ergeben (vgl. Tabelle 7.12). Dennoch liegt die Lebensdauer immer noch unter der durch die Großversuche bereits validierten Variante für andere Gesamtshuttlegewichte und ansonsten identische Parameter unter Verwendung der experimentellen und numerischen Ergebnisse von $N = 537\,016$ Lastwechseln (vgl. Tabelle 7.12). Somit erscheint die Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} und des UML+ zur Bestimmung der Schädigungsparameterwöhlerlinie im vorliegenden Fall sinnvoll.

Ermüdungsnachweis der Fahrschienen aus dem Großversuch
Um die Empfehlung der Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} und des Uniform Material Law + zur Bestimmung der Schädigungsparameterwöhlerlinie im Ermüdungsnachweis der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System nach dem Kerbdehnungskonzept validieren zu können, werden die experimentellen Ergebnisse aus den Großversuchen (vgl. Tabelle 7.7) mit der rechnerischen Lebensdauer unter Verwendung der genannten Größen verglichen. Die übrigen Eingangsparameter für den Nachweis entsprechen wie bereits erwähnt der Referenzvariante Ref2 (vgl. Tabelle J.5).

Tabelle 7.13: Ergebnisse des Nachweises der Ermüdungsfestigkeit nach Kerbdehnungskonzept mit den analytischen Abschätzmehtoden für P_{SWT} und UML + für die Shuttlegesamtgewichte aus den Großversuchen

P_{SWT}	UML +	Shuttlegesamtgewicht 120 kg	175 kg
N	-	494844	212323
ΔLD^*	%	$-42{,}60$	$-42{,}24$

*Abweichung zu der Variante mit gleichem Shuttlegesamtgewicht und numerischen und experimentellen Erkenntnissen aus Tabelle 7.8

Die Tabelle 7.13 enthält die rechnerischen Lebensdauern zu den im Großversuch durchgeführten Untersuchungen unter Berücksichtigung der entsprechenden Gesamtshuttlegewichte und der sich daraus resultierenden Änderungen der Eingangsgrößen in den Nachweis ($\sigma_{V,max}$ und G). Die Ergebnisse liegen etwa 42 % unter denen, für die die Schädigungsparameterwöhlerlinie experimentell ermittelt wurde, aber noch etwas über denen, die sich aus der Abschätzung der Schädigungsparameterwöhlerlinie mit P_{RAM} gemäß der in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] enthaltenen ergeben. Diese sind in Tabelle 7.14 angegeben.

Tabelle 7.14: Ergebnisse des Nachweises der Ermüdungsfestigkeit nach Kerbdehnungskonzept P_{RAM} nach [FKM-nichtlinear] für die Shuttlegesamtgewichte aus den Großversuchen

P_{RAM}		Shuttlegesamtgewicht 120 kg	175 kg
N	-	304930	145967

7.5 Sensitivität der Eingangsgrößen in den Nachweis

Die Sensitivität der Lebensdauer gegenüber den Eingangsparametern beim Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach dem Kerbdehnungskonzept der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System wird zunächst für die Referenzvariante Ref2 unter Berücksichtigung der Referenzlastfolge (vgl. Abbildung 7.1) ermittelt und anschließend anhand der Lastfolgen 7 bis 18 weiter untersucht. Ziel ist es, die

Parameter zu isolieren, auf die die Lebensdauer mit einer hohen Sensitivität reagiert und diese den Parametern gegenüberzustellen, die einen geringeren oder gar keinen Einfluss auf die Lebensdauer zeigen. Dazu werden die einzelnen Parameter sowohl um ±10 % als auch um ±20 % variiert und die zugehörige Lebensdauer ermittelt. Für einzelne Parameter werden zusätzlich einige weitere Variationen betrachtet, um eine möglichst umfassende Streuung des Parameters in der Betrachtung abzudecken.

Tabelle 7.15: Einfluss der Parameter mit hoher Sensitivität gegenüber der Lebensdauer

Parameter -	Anpassung in %	Schwingspielzahl N	Abweichung in %
R_m	10	229815	13,45
	-10	171485	-15,34
	20	251979	24,39
	-20	138443	-31,66
$\sigma_{V,max}$	10	127929	-36,85
	-10	335382	65,57
	20	83850	-58,61
	-20	586614	189,59
$P_{RAM,Z,WS}$	10	328636	62,23
	-10	118643	-41,43
	20	511150	152,34
	-20	65240	-67,79
d_2	10	124156	-38,71
	-10	369162	82,24
	20	83582	-58,74
	-20	751535	271,00

In Tabelle 7.15 sind die Ergebnisse des Ermüdungsnachweises nach dem Kerbdehnungskonzept für die Parameter dargestellt, die einen hohen Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer aufweisen. Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass die Bruchgrenze R_m, die maximal einwirkende Vergleichsspannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$, die Stützstelle der Schädigungsparameterwöhlerlinie $P_{RAM,Z,WS}$ sowie die Steigung d_2 der Wöhlerlinie im Bereich über $N = 1000$ Lastwechsel einen hohen Einfluss auf die ertragbare Schwingspielzahl besitzen (vgl. Tabelle 7.15). Die Bruchgrenze R_m bestimmt in hohem Maße das Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung, während $\sigma_{V,max}$ maßgeblich die Beanspruchung an der Nachweisstelle beschreibt. Es ist daher naheliegend, dass beide Parameter die rechnerische Lebensdauer stark beeinflussen. In Tabelle 7.15 ist deutlich zu erkennen, dass bereits eine Abweichung der Bruchgrenze R_m von ±10 % die resultierende Lebensdauer um bis etwa 15 % beeinflusst. Somit kann bereits die Streuung der Zugfestigkeit des Werkstoffes innerhalb der gleichen Werkstoffgüte einen signifikanten Einfluss auf die Lebensdauer des Bauteils haben. Noch deutlicher ist der Einfluss der maximal auftretenden Vergleichsspannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$. Diese wird rein numerisch bestimmt und nimmt signifikanten Einfluss auf die ertragbare Schwingspielzahl (vgl. Tabelle 7.15). Bereits eine Unterschätzung der einwirkenden Vergleichsspannung $\sigma_{V,max}$ um 10 % führt zu einer

Überschätzung der rechnerischen Lebensdauer um ca. 65 %. Bei einer Unterschätzung um 20 % ergibt sich sogar eine Überschätzung der ertragbaren Schwingspielzahl N um fast 190 %.

Tabelle 7.16: Einfluss der Parameter mit mittlere bis niedriger Sensitivität gegenüber der Lebensdauer

Parameter -	Anpassung in %	Schwingspielzahl N	Abweichung in %
E	10	203763	0,59
	-10	201214	-0,67
	20	204830	1,12
	-20	199661	-1,44
$n^{'}$	10	205045	1,22
	-10	194972	-3,75
	20	205635	1,51
	-20	187302	-7,54
$K^{'}$	10	195719	-3,28
	-10	209212	3,28
	20	188888	-6,75
	-20	215410	6,34
A_σ	10	199327	-1,60
	-10	206212	1,80
	20	196413	-3,04
	-20	210364	3,85
	$A_\sigma = 250$	71226	-64,84
	$A_\sigma = 50$	93531	-53,83
	$A_\sigma = 5$	138106	-31,82
	$A_\sigma = 0{,}25$	229296	13,19
K_p	10	202576	0,0042
	-10	202553	-0,0071
	20	202581	0,0067
	-20	202527	-0,0201
	$K_p = 12$	202521	-0,0229
	$K_p = 7$	201860	-0,3495
	$K_p = 3{,}5$	190936	-5,7421
	$K_p = 2$	152026	-24,9504
G	±10	202568	0
	±20	202568	0
	$G = 8$	202568	0
	$G = 10$	217119	7,1836
	$G = 12$	262292	29,4834
	$G = 15$	335228	65,4891

Parameter -	Anpassung in %	Schwingspielzahl N	Abweichung in %
R_z	10	200515	-1,0133
	-10	204850	1,1267
	20	198651	-1,9336
	-20	207418	2,3944
	50	193914	-4,2722
	-50	217838	7,5381
	$R_z = 25$	187897	-7,2423
	$R_z = 1{,}25$	255624	26,1920

Ein weiterer signifikanter Einfluss auf die Lebensdauer resultiert aus der Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$ und der Steigung d_2 der Wöhlerlinie. Eine Variation der Stützstelle der Schädigungsparameterwöhlerlinie $P_{RAM,Z,WS}$ resultiert in einer vertikalen Verschiebung der Schädigungsparameterwöhlerlinie. Da diese bei doppeltlogarithmischer Darstellung einer Geraden entspricht (vgl. Abschnitt 2.1.3), macht diese Verschiebung insbesondere bei kleinen Amplituden einen großen Unterschied in der rechnerischen Lebensdauer der untersuchten Fahrschiene aus. Analog gilt dies für die Steigung d_2. Sie bewirkt bildlich gesprochen eine Drehung der Wöhlerlinie um die Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$, was ebenfalls zu einer deutlichen Erhöhung der rechnerischen Lebensdauer, insbesondere für kleinere Beanspruchungsamplituden, führt. Wird Tabelle 7.15 begutachtet, so ist erkennbar, dass bereits eine 10 %-ige Erhöhung der Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$ zu einer Erhöhung der rechnerischen Lebensdauer von über 60 % unter Berücksichtigung der Referenzlastfolge (vgl. Abbildung 7.1) führt. Bei einer Verringerung der Steigung d_2 um 10 % kann sogar eine Erhöhung der ertragbaren Schwingspielzahl um etwas über 80 % beobachtet werden. Die übrigen Parameter der Schädigungsparameterwöhlerlinie d_1, d. h. die Steigung im Bereich kleiner $N = 1000$ Lastwechsel sowie $P_{RAM,D,WS}$, die Grenze zum Bereich der Dauerfestigkeit, zeigen dagegen in diesem Fall keinen Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer. Dies liegt daran, dass die Steigung d_1 nur für den Bereich extrem hoher Beanspruchungsamplituden, d. h. dem Low-Cycle-Fatigue-Bereich, relevant ist. Da im vorliegenden Fall die maximalen Beanspruchungsamplituden kleiner als $P_{RAM,Z,WS}$ sind, spielt die Steigung d_1 für die ertragbare Schwingspielzahl keine Rolle. Analog dazu spielt auch die Dauerfestigkeitsgrenze ebenfalls keine Rolle, da alle Schwingspiele größere Beanspruchungsamplituden als $P_{RAM,D,WS}$ aufweisen. Dies gilt für alle in dieser Arbeit untersuchten Lastfolgen gleichermaßen. Die Ergebnisse können der Tabelle 7.17 entnommen werden.

In der Tabelle 7.16 sind die Parameter aufgelistet, die zwar einen Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer der Fahrschiene aufweisen, dieser aber nicht so deutlich ausgeprägt ist wie bei den Parametern R_m, $\sigma_{V,max}$, $P_{RAM,Z,WS}$ und d_2. Hierzu zählen der Elastizitätsmodul E, die Parameter zur Beschreibung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve, genauer gesagt der zyklische Verfestigungskoeffizient $K^{'}$ und der zyklische Verfestigungsexponent $n^{'}$. Weiterhin von mittlerem Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer sind die hochbeanspruchte Fläche A_σ und der Spannungsgradient G, die die Beanspruchung an und um die maßgebende Nachweisstelle präziser

Tabelle 7.17: Einfluss der Parameter ohne Sensitivität gegenüber der Lebensdauer

Parameter -	Anpassung in %	Schwingspielzahl N	Abweichung in %
d_1	±10	202568	0
	±20	202568	0
$P_{RAM,D,WS}$	±10	202568	0
	±20	202568	0

definieren, sowie die Traglastformzahl K_p und die Oberflächenrauheit R_z. Bei Variation des Elastizitätsmoduls E (vgl. Tabelle 7.16) zeigt sich kaum eine Veränderung der ertragbaren Schwingspielzahl. Lediglich eine Verringerung der Lebensdauer um ca. 1,6 % bei einer Reduzierung des E-Moduls um 20 %.

Das Verhalten des zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ und des Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ ist etwas ausgeprägter. Der Einfluss auf die Lebensdauer ist etwas deutlicher (vgl. Tabelle 7.16). Ähnliches gilt für die hochbeanspruchte Fläche A_σ und die Oberflächenrauheit R_z (vgl. Tabelle 7.16). Die Variation der Traglastformzahl K_p scheint zunächst kaum Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer der Fahrschiene zu haben. Die vorliegende Traglastformzahl K_p ist jedoch auf Grund der vielen Umlagerungsmöglichkeiten des Systems sehr hoch. Wird der Bereich üblicher Traglastformzahlen betrachtet, so ist ein signifikanter Einfluss erkennbar (vgl. Tabelle 7.16). Der Spannungsgradient G besitzt für den betrachteten Fall keine Relevanz. Erst ab einem Spannungsgradienten zwischen $G = 8$ und $G = 10$ ist ein Einfluss auf die Lebensdauer erkennbar (vgl. Tabelle 7.16). Diese Werte sind jedoch untypisch für den Spannungsgradienten. Dies resultiert aus der Art der Berücksichtigung des Spannungsgradienten im Kerndehnungskonzept nach FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear]. Hierbei ist der Spannungsgradient in seiner Berücksichtigung sowohl an die Zugfestigkeit R_m als auch an die statistische Stützzahl n_{st} gekoppelt, die wiederum von der hochbeanspruchten Fläche abhängt. Da im vorliegenden Fall sowohl R_m als auch A_σ sehr klein sind, bleibt der Spannungsgradient G unberücksichtigt. Erst bei einer größeren hochbeanspruchten Fläche kommt der Spannungsgradient G zum Tragen. Analoges gilt für die Zugfestigkeit R_m.

Ferner wird die Sensitivität der einzelnen Parameter für die verschiedenen Lastfolgen analysiert. Es zeigt sich, dass einige Parameter je nach Art der einwirkenden Lastfolge teilweise eine höhere Sensitivität gegenüber der Lebensdauer aufweisen. Dies verdeutlicht die Relevanz der Lastfolge für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept. Die Ergebnisse sind in den Tabellen J.13, J.14 und J.15 im Anhang J aufgeführt. Während einige Parameter, wie die Stützstelle der Schädigungsparameterwöhlerlinie $P_{RAM,Z,WS}$, die Oberflächenrauheit R_z, die hochbeanspruchte Fläche A_σ, die Steigung der Wöhlerlinie d_1 und der Spannungsgradient G in dieser Betrachtung keine Abhängigkeit von der Lastfolge aufweisen, zeigen andere Parameter deutliche Abhängigkeiten. Dazu gehören der Elastizitätsmodul E, die Zugfestigkeit R_m, der zyklische Verfestigungsexponent $n^{'}$ und der Verfestigungskoeffizient $K^{'}$, die Steigung der Wöhlerlinie d_2 und die maximal auftretende Vergleichsspannung an der

Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$. Für die Traglastformzahl K_p sind dagegen nur geringe Abweichungen erkennbar.

Für die Parameter E, $n^{'}$, $K^{'}$ und d_2 kann festgestellt werden, dass sie bei Lastfolgen, deren Schwingspiele im Bereich hoher Beanspruchungen liegen, einen deutlichen Einfluss auf die Lebensdauer aufweisen. Dabei müssen die Lastfolgen nicht zwingend große Beanspruchungsamplituden aufweisen, sondern lediglich etwas größere Minima. Dies ist bei den Lastfolgen 8, 11, 14 und 18 der Fall. Die Zugfestigkeit R_m weist hingegen bei Lastfolgen mit großen Beanspruchungsamplituden wie z. B. Lastfolge 7, 10 oder 13 eine höhere Sensitivität auf. Die maximal einwirkende Vergleichsspannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$ zeigt zwar für verschiedene Lastfolgen unterschiedliche Einflüsse auf die rechnerische Lebensdauer, ein eindeutiges Muster ist jedoch nicht zu erkennen. Außerdem ist die Streuung der Sensitivität sehr gering. Bei der Traglastformzahl K_p ist hingegen ein Zusammenhang zwischen der Sensitivität und dem Maximalwert der gesamten Lastfolge erkennbar. Je höher der Maximalwert, desto größer ist die Sensitivität.

8 Nachweiskonzept

8.1 Allgemeines

Die Anforderungen an den Ermüdungsnachweis der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System führen dazu, dass sich besonders das Kerbdehnungskonzept für diese Anwendung eignet. Die Grundidee des Kerbdehnungskonzeptes besteht darin, dass sich eine ungekerbte, aus dem versagenskritischen Bereich herausgelöste Probe, hinsichtlich Lebensdauer und Vorverformung genau so oder sehr ähnlich verhält wie der Werkstoff im Kerbgrund der betrachteten Stelle bzw. des betrachteten Bauteils selbst. In diesem werkstoffprobenbasierten Konzept werden somit außschließlich Versuche an Werkstoffproben aus dem versagenskritischen Bereich benötigt. Der Vorteil des Kerbdehnungskonzepts liegt zum einen in seiner flexiblen und vielseitigen Anwendung auf den gesamten Bereich von der Dauerfestigkeit bis hin zur Zeit- und Betriebsfestigkeit. Dabei können viele Einflussfaktoren auf den Ermüdungsprozess in der Nachweisführung berücksichtigt werden und so den verschiedensten Anforderungen gerecht werden. Weiterhin ist die explizite Erfassung und Berücksichtigung des elastisch-plastischen Dehnungszustands an der Nachweisstelle möglich. Dadurch, dass das Konzept werkstoffprobenbasiert ist, ist eine Anwendung auf sich im Planungsprozess ggf. leicht ändernden Geometrien oder auch ähnliche, andere Regalgeometrien ohne die Durchführung aufwendiger Bauteilversuche möglich. Dies macht die Anwendung des Kerbdehnungskonzeptes besonders flexibel.

Alles in allem besteht beim Kerbdehnungskonzept die Möglichkeit der detallierten Erfassung zahlreicher Einflussgrößen auf den Ermüdungsprozess. Die Ermittlung dieser Faktoren bzw. Eingangsgrößen in den Nachweis kann dabei analytisch, numerisch oder experimentell erfolgen und gibt dem Anwender so ein hohes Maß an Flexibilität. Allgemein gilt, dass die analytische Abschätzung in der Regel mit weniger Aufwand verbunden ist als die numerische oder gar die experimentelle Erfassung, die numerische oder experimentelle Erfassung allerdings die Realität meist genauer abbildet. Für die rechnerische Lebensdauer bedeutet dies in der Regel, je genauer die Ermittlung der Einflussgröße desto höher ist die rechnerische Lebensdauer. Dem Anwender bleibt überlassen wie umfangreich die Ermittlung der einzelnen Eingangsgrößen und Parameter in den Nachweisprozess sein sollen und steuert damit indirekt auch die rechnerische Lebensdauer.

8.2 Nachweiskonzept

Wie in Abschnitt 2.4.5 beschrieben, besitzt das Kerbdehnungskonzept mehrere Eingangsgrößen in den Nachweis. Im folgenden werden Empfehlungen und Hinweise zu diesen Eingangsgrößen gegeben um die Anwendung des Kerbdehnungskonept auf den Anwendungsfall der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System zu optimieren. Weiterhin sollen die Ergebnisse aus der Parameterstudie und der Sensitivitätsanalyse einfließen. In Abbildung 8.1 ist ein Flussdiagramm dargestellt, das einen schematischen Ablaufplan des Ermüdungsnachweises nach dem Kerbdehnungskonzeptes liefert. Dort sind vier Eingangsmodule zu erkennen, die während des Nachweises zusammengeführt werden, bis die rechnerische Lebensdauer mittels Schadenakkumlationsrechnung bestimmt werden kann. Die vier Module umfassen die Last-Zeit-Funktion als erstes Modul und die Lastkonfiguration, Lastübertragung und Fließkurve als zweites Modul. Das dritte Modul befasst sich mit der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnung-Kurve und bildet zusammen mit dem vierten Modul, der Wöhlerlinie, das Werkstoffverhalten ab. Im folgenden werden die vier Module genauer erörtert und für jedes dieser Module werden Empfehlungen und Hinweise gegeben. Ein besonderes Augenmerk wird dabei auf die analystische, numerische und/oder experimentelle Ermittlung der Eingangsgrößen gelegt und erörtert wann welche Ermittlungsmethode sinnvoll ist.

Last-Zeit-Funktion

Eine der wichtigsten Eingabegrößen in den Nachweis ist die Last-Zeit-Funktion (vgl. Abbildung 8.1). Da beim Kerbdehnungskonzept auch in einem gewissen Maße Reihenfolgeeffekte mit erfasst werden können, ist die reine Kenntnis des Lastkollektivs nicht außreichend. Die gesamte Last-Zeit-Funktion d. h. der Verlauf der Lastgröße, in diesem Fall der äußern Last, über die Zeit. So besitzt dasselbe Schwingspiel je nach Position in der Last-Zeit-Funktion eine unterschiedliche Schädigungswirkung. Da die Last-Zeit-Funktion stark von der Nutzung der Ragalanlage abhängt, ist eine enge Abstimmung mit dem Betreiber der Anlage notwendig oder ggf. sogar eine reale, experimentell am realen Bauteil ermittelte Lastfolge sinnvoll. Die Parameterstudie zum Einfluss der Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer in Abschnitt 7.3.3 hat gezeigt, dass die Lastfolge einen deutlich ausgeprägten Einfluss auf die Lebensdauer nimmt. Auf ihre Ermittlung sollte somit ein besonderes Augenmerk gelegt werden. Sind keine Informationen über die Last-Zeit-Funktion bekannt, kann eine Grenzwertbetrachtung sinnvoll sein. Dies wurde auch in der vorliegenden Arbeit so vorgenommen. Zusätzlich wurden zufällige, synthetische Lastfolgen betrachtet.

Zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnung-Kurve

Das Werkstoffverhalten wird einerseits durch die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnung-Kurve beschrieben und andererseits durch die Dehnungs-Wöhlerlinie. Die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnung-Kurve wird über den zweiparametrigen Potenzansatz nach Ramberg und Osgood (vgl. Gleichung 2.6) [Ramberg et al. 1943] durch den zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und den zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ definiert. Sie spiegelt das elastisch-plastische Werkstoffverhalten unter einachsiger, zyklischer Belastung wider. Ihre Bestimmung kann dabei sowohl über analytische Abschätzmethoden als auch experimentell erfolgen.

Wird die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnung-Kurve experimentell ermittelt, stehen zwei unterschiedliche Versuchsvarianten zur Auswahl. Zum einen über dehnungsgeregelte Wöhlerversuche wie in Abschnitt 5.10.2 beschrieben oder über dehnungsgeregelte Incremental Step Test wie sie in Abschnitt 5.11 bewerkstelligt werden. In Tabelle 7.4 sind die Ergebnisse für die zyklischen Parameter $K^{'}$ und $n^{'}$ dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass beide Verfahren zu ähnlichen Ergebnissen führen sowohl bezogen auf $K^{'}$ und $n^{'}$ als auch auf die rechnerische Lebensdauer. Ein signifikanter Unterschied liegt allerdings im Versuchsaufwand. Während für die Auswertung aus

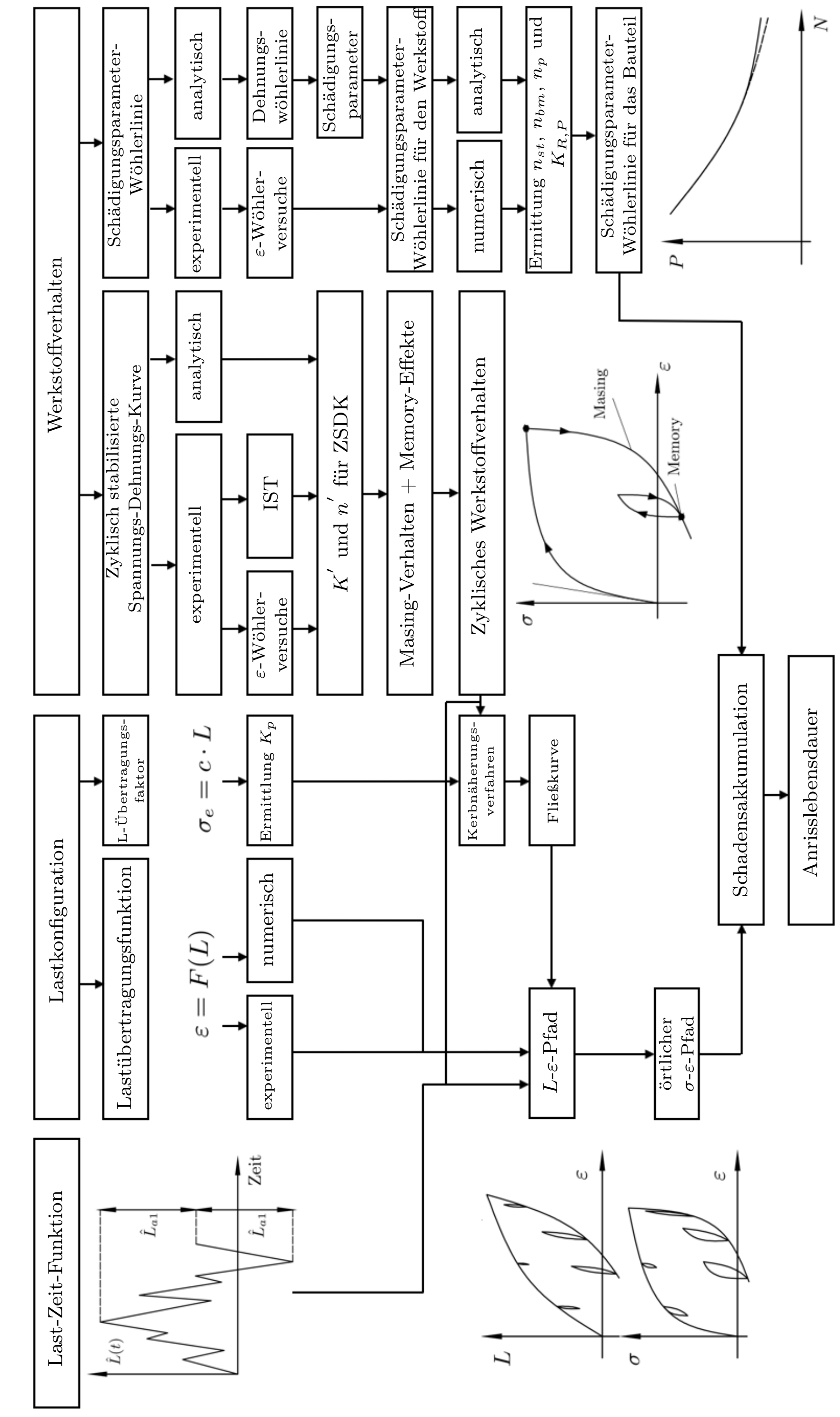


Abbildung 8.1: Flussdiagramm zum Ablauf des Kerbdehnungskonzept in Anlehnung an das Kerbdehnungskonzept nach [Seeger 1996]

den Wöhlerversuchen mindestens zwölf Einzelversuche benötigt werden, wird bei der Auswertung aus den Incremental Step Test nur ein Versuch benötigt. Zusätzlich können die einzelnen Wöhlerversuche sehr zeitintensiv sein, besonders bei geringen Dehnungshorizonten bei denen die Versuche bis zu 1 000 000 Lastwechsel durchlaufen. Der Nachteil der Incremental Step Tests liegt allerdings darin, dass mit ihnen die Kenngrößen der Dehnungs-Wöhlerlinie respektive der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie nicht ermittelt werden können. Aus den Wöhlerversuchen ist dies allerdings möglich. Dies muss daher bei der Wahl des Versuchstyps beachtet werden.

Alternativ zur Ermittlung des zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K^{'}$ und des zyklischen Verfestigungsexponenten $n^{'}$ über experimentelle Untersuchungen, können analytische Abschätzmethoden zur Anwendung kommen. Hier wurden in der vorliegenden Arbeit sechs Methoden betrachtet. Die Ergebnisse aller Abschätzmethoden führen zu ähnlichen Ergebnisse im Bezug auf die rechnerische Lebensdauer, lediglich die Ergebnisse des MLSS liegen etwas unter den übrigen. Weiterhin kann festgestellt werden, dass die Lebensdauer sowohl aus der experimentellen Ermittlung als auch aus der analytischen Abschätzung in einem ähnlichen Bereich liegen (vgl. Tabelle 7.4 und J.22). Dennoch zu beachten ist, dass bei der Ermittlung durch analytischen Abschätzung in der Regel immer die Zugfestigkeit R_m und das Elastizitätsmodul E benötigt wird. Somit ist die Durchführung quasi-statischer Zugversuche an Werkstoffproben aus dem versagenskritischen Bereich unabdingbar.

Die Empfehlung ob die zyklischen Parameter $K^{'}$ und $n^{'}$ experimentell oder analytisch bestimmt werden sollten, hängt stark damit zusammen, wie die Dehnungs-Wöhlerlinie bzw. die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie bestimmt wird. Die Parameterstudie und Sensitivitätsnanlyse haben geziegt, dass die Kenngrößen der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie einen ganz entscheidenden Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer aufweisen, viel signifikanter als $K^{'}$ und $n^{'}$. Nur die Bestimmung der zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnung-Kurve rechtfertigt nicht den Aufwand zur Durchführung der dehnungsgeregelten Wöhlerversuche. Wird allerdings zusätzlich die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie experimentell bestimmt, liegt es auch Nahe aus den Versuchen zusätzlich die zyklischen Größen $K^{'}$ und $n^{'}$ abzuleiten. Die Durchführung von Icremental Step Tests ist dabei nicht zu empfehlen, da hier die Informationen zur Schädigungsparameter-Wöhlerlinie nicht ermittelt werden können. Wird allerdings die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie analytisch bestimmt, liegt auch die Schätzung von $K^{'}$ und $n^{'}$ nahe. Entscheidend ist folglich ob die einhergehenden Lebensdauererhöhung den Aufwand der dehnungsgeregelten Wöhlerversuche rechtfertigt.

Lastkonfiguration, Lastübertragung und Fließkurve

Eine weitere Eingangsgrößen in den Nachweis ist die Geometrie und die Lastkonfiguration für die Nachweisstelle selbst. Dazu gehört neben der Lokalisierung der Nachweisstelle auch die Beschreibung des Banspruchungszustandes in diesem Bereich, sowie die maximal einwirkende Spannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$. Hier gibt es zwei unterschiedliche Vorgehensweisen. Zum einen die Ermittlung einer umfänglichen Lastübertragungsfunktion $\varepsilon = F(L)$ (vgl. Gleichung 2.12) oder die Ermittlung des elastischen Übertragungsfaktors c, der den Zusammenhang zwischen der Lastgröße L und der daraus resultierenden elastizitätstheoretischen Spannung σ_e an der versagenskritischen Stelle im Bauteil widerspiegelt.

Soll im späteren Verlauf kein analytisches Kerbnäherungverfahren verwendet werden, so kann der örtliche Spannungs-Dehnungs-Verlauf auch direkt experimentell oder numerisch über die Lastübertragungsfunktion $\varepsilon = F(L)$ ermittelt werden. Was zunächst wie eine Reduzierung des Nachweisaufwandes erscheint, ist allerdings mit erheblichem Aufwand verbunden. Denn sowohl bei der experimentellen als auch bei der numerischen Ermittlung der Lastübertragungsfunktion und respektive des örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfades muss die vollständige Last-Zeit-Funktion abgebildet werden. In der Simulation oder im Versuch muss somit die gesamte Last-Zeit-Funktion von einem Extrema zum nächsten schrittweise numerisch nachsimuliert oder experimentell nachgebildet werden. Je nach Länge der Last-Zeit-Funktion ist diese Vorgehensweise sehr zeit- und kostenintensiv. Zudem setzt diese die Kenntnis der Last-Zeit-Funktion voraus und jegliche Änderungen dieser resultiert in einer numerischen oder experimentellen Neuermittlung der Lastübertragungsfunktion $\varepsilon = F(L)$, respektive des örtlichen Spannungs-Dehnungs-Pfades. Daher wird dieses Verfahren, wenngleich auch möglich, nicht empfohlen.

Wird im späteren Verlauf zur Ermittlung der örtlichen Spannungen und Dehnungen an der Nachweisstelle allerdings ein Kerbnäherungsverfahren zur Abschätzung verwendet so ist die Ermittlung des elastischen Übertragungsfaktors c ausreichend. Bei der Ermittlung des elastischen Übertragungsfaktors c wird der Zusammenhang zwischen der Lastgröße L und der daraus resultierenden elastizitätstheoretischen Spannung σ_e an der versagenskritischen Stelle im Bauteil ermittelt. Hier handelt es sich um ein äußere Last, die Lastgröße L kann aber auch eine Schnittgröße, eine Nennspannung oder eine Verformung etc. sein. Um den Zusammenhang zwischen der Lastgröße L und der elastizitätstheoretischen Spannung σ_e an der Nachweisstelle zu quantifizieren empfiehlt sich die Durchführung einer elastizitätstheoretischer Finite Element Berechnung. Dabei sind einige Faktoren bei der Modellierung zu beachten. Zunächst empfiehlt sich die Verwendung eines möglichst realitätsnahen 3D-Modells. Dabei sollten die Lagerungsbedingungen sowie die Steifigkeiten an den Lagerpunkten möglichst genau abgebildet werden. Die Steifigkeiten und die Verformung können bei der Beanspruchungssituation eine signifikante Rolle spielen. Die Verwendung eines 2D-Modells, bei der die Schiene als Fläche und nicht als Volumen modelliert wird, wird nicht empfohlen, da die Ergebnisse der 2D-Simulation die Beanspruchungssituation an der Nachweisstelle eher unterschätzen und so die Lebensdauer überschätzt wird. Auch wenn der Berechnungsaufwand der 2D-Simulation leicht reduziert wird, ist der Modellierungsaufwand identisch oder sogar aufwändiger als bei einem 3D-Modell, da 3D-CAD Modelle in der Planung häufig für andere Planungsschritte benötigt werden und so meist schon vorliegen, während 2D-Modelle erst generiert werden müssen. Die Netzkonvergenzstudie, die in dieser Arbeit durchgeführt wurde, hat ergeben, dass die Elementgröße an der Nachweisstelle nicht größer als 1/12 des Kerbradius sein sollte, wobei die Elemente zur Spannungsermittlung am Besten quadratische Hexaederelemente mit quadratischer Ansatzfunktion sind. Um den Rechenaufwand etwas zu reduzieren ist die Verwendung der Reduzierten Integration zu empfehlen. Dabei sollte allerdings auf die Anzahl der Elemente bzw. Integrationspunkte über die Profildicke geachtet werden. Hier müssen ausreichend, mindestens vier, besser mehr, Integrationspunkte vorhanden sein. Zudem sollte eine möglichst gleichmäßige Vernetzung mit wenig verzerrten Elementen gewählt werden. In diesem Fall führte die Vernetzungmethode Medial Axial zu der gleichmäßigsten Vernetzung. Dies hängt in einem großen Maße von der Geometrie der zu vernetzten Struktur zusammen. Die Sensitivitätsanalyse hat zudem gezeigt, dass die einwirkenden maximale Spannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$ einer der Parameter ist, die auf die Lebensdauer bezogen eine hohe Sensibilität aufweisen. Daher ist eine ausreichend genau Ermittlung von $\sigma_{V,max}$ wichtig. Ist $\sigma_{V,max}$ nun bekannt, kann mit Hilfe des Gesamtverlaufs der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve unter Berücksichtigung vom Masing-Verhalten und den Memory-Effekten zunächst die Fließkurve bestimmt werden, d. h. der allgemeine Zusammenhang von äußerer Last und zyklischem Werkstoffverhalten des Bauteils. Unter weiterer Zuhilfenahme der Last-Zeit-Funktion kann dann der L-ε-Pfad, genauer gesagt der Zusammenhang von äußerer Last und zyklischem Werkstoffverhalten des Bauteils in Abhängigkeit der realen Lastfolge ermittelt werden. Durch Rückrechnung der Spannung aus der vorliegenden Dehnung über das zyklische Werktsoffverhalten (vgl. Gleichung 2.6) nach Ramberg und Osgood [Ramberg et al. 1943], kann schließlich der σ-ε-Pfad (örtliche Spannungs-Dehnungs-Pfad) ermittelt werden.

Wichtig zu erwähnen ist, dass bei der Verwendung eines Kerbnäherungsverfahrens die Traglastformzahl K_p benötigt wird. Ihr Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer ist signifikant, sodass ihre numerische Ermittlung trotz des recht großen Aufwands empfohlen wird. Besonders bei Bauteilen und Geometrien mit vielen Umlagerungsmöglichkeiten ist ihre Ermittlung sinvoll. Hier können dieselben Hinweise auf die Simulation angewendet werden wie bei der Ermittlung der einwirkenden maximalen Vergleichsspannung an der Nachweisstelle $\sigma_{V,max}$.

Wöhlerlinie

Während die Dehnungs-Wöhlerlinie das Werkstoffverhalten bei einer einstufigen Belastung mit einem Verhältnis $R = -1$ d. h. mit einer Mittelspannung $\sigma_m = 0\,MPa$ aufzeigt, repräsentiert die Schädigungsparameter-Wöhlerlinien die Schädigungswirkung eines Schwingspiels unter Mittelspannungseinfluss. Unter realer Betriebsbelastung liegen meist Lastfolgen vor, die zu mittelspannungsbehafteten Schwingspielen bzw. Hysteresen führen. Somit wäre für jede Mittelspannung eine eigene Dehnungs-Wöhlerlinie erforderlich. Dies wäre jedoch mit einem erheblichen Aufwand verbunden, so dass stattdessen sogenannte Mittelspannungs- bzw. Schädigungsparameter P und deren zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinien verwendet werden. Sie beinhalten den Mittelspannungseinfluss, so dass aus mittelspannungsbehafteten Hysteresen schädigungsäquivalente, aber mittelspannungsfreie Hysteresen werden. Zunächst muss die Schädigungsparameter-Wöhlerlinien für den Werkstoff bestimmt werden. Dazu besteht die Möglichkeit der analytischen Abschätzung oder der experimentellen Ermittlung. Bei der analytischen Abschätzung muss zunächst mit Hilfe der Abschätzmethoden aus Tabelle 4.1 die Kenngrößen der Dehnungs-Wöhlerlinie $\sigma_f^{'}$, $\varepsilon_f^{'}$, c und b (vgl. Abschnitt 4.1) berechnet werden. Anschließend kann für den gewünschten Schädigungsparameter mit Hilfe der zugehörigen Wöhlerlinie (vgl. Gleichung 4.10) die Zeitfestigkeitsfunktion bzw. Schädigungsparameter-Wöhlerlinie bestimmt werden. Aus der Parameterstudie geht dabei die Empfehlung der Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} unter Berücksichtigung des Uniform Material Law + hervor.

Wird die Schädigungsparameter-Wöhlerlinien für den Werkstoff experimentell ermittelt, geschieht dies direkt aus den Versuchsergebnissen der einstufigen Wöhlerversuche. Je nach Schädigungsparameter werden die Kennwerte aus den Versuchen über die Maximum Likelihood Methode oder einfache lineare Regression bestimmt. Eine

Auswertung aus Incremental Step Tests ist dabei nicht möglich. Auch wenn die Wöhlerversuche wie bereits beschrieben sehr aufwendig sind, besteht bei der Ermittlung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinien für den Werkstoff die Möglichkeit die rechnerische Lebensdauer deutlich zu erhöhen. Wie die Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse gezeigt haben, konnten hier über 200 % rechnerischer Lebensdauer gewonnen werden. Liegt die Schädigungsparameter-Wöhlerlinien für den Werkstoff vor, kann anschließend die Schädigungsparameter-Wöhlerlinien für das Bauteil bestimmt werden. Dabei werden die Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit, die statistische Stützzahl n_{st}, über die die hochbeanspruchte Fläche A_σ berücksichtigt wird, die bruchmechanische Stützzahl n_{bm}, über die der Spannungsgradient G und indirekt n_{st} und R_m oder auch die Oberflächenrauheit R_z über den Rauheitsfaktor $K_{R,P}$ berücksichtigt. Hierbei ist weiterhin durchaus die Berücksichtigung anderer nicht lokaler Einflussgrößen denkbar.

Bei der Ermittlung der hochbeanspruchten Fläche A_σ für die statistische Stützzahl n_{st} so ist sowohl eine rechnerische Abschätzung als auch eine numerische Berechnung möglich. Für einfach Geometrien liegen Näherungslösungen vor, für komplexe sollten gesonderte Simulationen durchgeführt werden. Die Parameterstudie und auch die Sinsitivitätsanalyse haben gezeigt, dass die hochbeanspruchten Fläche A_σ durchaus einen großen Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer hat. Daher wird die numerische Ermittlung empfohlen. Dafür spricht zudem, dass das numerische Modell durch die Spannungsermittlung $\sigma_{V,max}$ bereits vorliegt und so den Aufwand deutlich reduziert. Auch hier können die Hinweise zu den Simulationen der maximalen Vergleichsspannung $\sigma_{V,max}$ verwendet werden.

Die Bestimmung des Spannungsgradienten G kann ebenfalls rechnerisch abgeschätzt oder numerisch bestimmt werden. Beide Verfahren sind in ihrem Aufwand gering. Die rechnerische Abschätzung berücksichtigt den Kerbradius ρ und die Zugfestigkeit R_m sowie die statistische Stützzahl n_{st}. Bei der numerischen Bestimmung kann das Modell sowie die Ergebnisse der Spannungsermittlung $\sigma_{V,max}$ verwendet werden. Die Ergebnisse liegen somit bereits vor und müssen nur entsprechend ausgewertet werden. Aus der Parameterstudie und der Sensititvitätsanalyse hat sich gezeigt, dass der Einfluss des Spannungsgradienten für kleine A_σ und R_m sehr gering bis nicht vorhanden ist. Aus diesem Grund ist die rechnerische Abschätzung von G ausreichend. Werden allerdings große A_σ, R_m bzw. G erwartet, kann eine numerische Betrachtung sinnvoll sein.

Eine weitere Einflussgröße ist die Oberflächenrauheit R_z respektive der Rauheitsfaktor $K_{R,P}$. Auch dieser Einfluss kann rechnerisch abgeschätzt oder auch experimentell ermittelt werden. Die Ergebnisse der Parameterstudie und der Sensititvitätsanalyse führen allerdings zu einer Empfehlung der experimentellen Ermittlung. Da die Rissinitiierung häufig an der Oberfläche liegt, ist eine möglichst genau Beschreibung dieser sinnvoll. Dadurch kann nicht nur Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer genommen werden, sondern zusätzlich Rückschlüsse auf die Herstellung und Nachbehandlung getroffen werden. Da die Rissentstehung in der Stanzfläche auftritt, kann durch die Berücksichtigung der Stanzrichtung und späteren Einbaurichtung die Rissinitiierung beeinflusst werden. Liegt die Spannungsspitze und somit die Stelle der Rissentstehung in der Scherfläche oder Schnittfläche der Stanzung beeinflusst dies die

Lebensdauer nicht unwesentlich. So ist auch eine Nachbehandlung der Stanzfläche denkbar, um positiven Einfluss auf die Lebensdauer zu nehmen.

Ein Parameter der in der untersuchten Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers zwar keinen Einfluss hatte, aber je nach Lastfolge und Beanspruchungsniveau durchaus einen signifikanten Einfluss haben kann ist die Dauerfestigkeitsgrenze P_D. Auch wenn diese bei der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für das Bauteil keine Rolle spielt, da allen Schwingspielen in gewissem Maße eine Schädigung zugeordnet ist, kann dennoch ggf. der Nachweis der Dauerfestigkeit geführt werden. Liegt die Schädigungswirkung eines jeden Schwingspiels der gesamten Lastfolge unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze ist der Nachweis der Dauerfestigkeit erfüllt. Die Dauerfestigkeit kann dabei ebenfalls wieder rechnerisch abgeschätzt oder experimentell ermittelt werden. Der Unterschied zwischen rechnerischer und experimenteller Dauerfestigkeit beträgt etwas über 22 %. Liegen daher die Schwingspiele in einem Bereich kleiner Dehnungsamplituden und kleiner Dehnungsextrema so ist die Durchführung gesonderter Dauerfestigkeitsversuche zu empfehlen. Bei der Auswertung soll das Verfahren nach Hück [Hück 1983] in seiner erweiterten Form nach Müller [Müller 2015] verwendet werden. Liegt allerdings auch nur ein Schwingspiel mit hohem Extremwert und großer Dehnungsamplitude in der Lastfolge vor, kann auf die experimentelle Ermittlung der Dauerfestigkeit verzichtet werden. Da es sich dabei, um gesonderte spannungsgeregelte einstufige Wöhlerversuche nach dem Treppenstufenverfahren handelt. Diese können je nach Wahl der Startstufe und der Größe der Treppenstufe sehr umfangreich werden.

8.3 Vergleich der Varianten

Um zu verdeutlichen, wie die Wahl der Ermittlung der Eingangsgröße in den Kerbdehnungsnachweis die Lebensdauer der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System die rechnerische Lebensdauer beeinflusst, werden nachfolgend vier unterschiedliche Varianten betrachtet.

Bei Variante 1 wird vorausgesetzt, dass keine experimentellen und numerischen Untersuchungen durchgeführt werden und keine Kenntnisse über die Einflussfaktoren auf den Ermüdungsprozess bekannt sind. Das bedeutet der nichtlokale Einfluss auf die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie $n_p = n_{st} \cdot n_{bm}$ wird zu 1 angenommen. Für R_z wird ein Literaturwert angesetzt. Es werden lediglich die reale Zugfestigkeit R_m und das reale E-Modul E verwendet. Dabei wird die Referenzlastfolge und der Schädigungsparameter P_{RAM} zu Grunde gelegt. Die Eingabeparameter und Ergebnisse sind in Tabelle 8.1 angegeben. Die rechnerische Lebensdauer ergibt sich zu lediglich $N = 8\,190$ Schwingspielen.

Bei Variante 2 werden hingegen alle Eingabeparameter numerisch oder experimentell ermittelt bis auf die einstufigen Wöhlerversuche und damit die zyklischen Parameter $K^{'}$ und n', sowie die Kenngrößen der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie. Daher werden diese über den Schädigungsparameter P_{RAM} wie in der FKM-Richtlinie nichtlinear [FKM-nichtlinear] rechnerisch abgeschätzt. Daraus ergibt sich eine rechnerische Lebensdauer von $N = 198\,050$ (vgl. Tabelle 8.1). Damit konnte die rechnerische Lebensdauer schon deutlich erhöht werden ohne das aufwendige dehnungsgeregelte Wöhlerversuche durchgeführt werden mussten.

Tabelle 8.1: Vergleich der Eingangsgrößen und Ergebnisse verschiedener Nachweismöglichkeiten

Eingabeparameter		Variante 1	Variante 2	Variante 3	Variante 4
E	MPa	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788,615	788,615	788,615	788,615
γ_L	-	1,1	1,1	1,1	1,1
R_m	MPa	469,65	469,65	469,65	469,65
n'	-	0,1870	0,1870	0,1595	0,1480
$K^{'}$	MPa	950,83	950,83	809,74	894,75
P	-	P_{RAM}	P_{RAM}	P_{SWT}/UML+	P_{RAM}
$P_{D,WS}$	MPa	167,15	205,27	205,27	205,27
K_p	-	1,158	15,29	15,29	15,29
A_σ	mm^2	500	0,52	0,52	0,52
G	$1/mm$	1	2,34	2,34	2,34
R_z	μm	12,5	15,428	15,428	15,428
γ_M	-	1,1	1,1	1,1	1,1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867,48	867,48	867,48	867,48
n_{st}	-	1,0000	1,2573	1,2573	1,2573
n_{bm}	-	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
n_p	-	1,0000	1,2573	1,2573	1,2573
$K_{R,P}$	-	0,9512	0,9470	0,9470	0,9470
f_P	-	1,1564	0,9239	0,9239	0,9239
L	-	Ref	Ref	Ref	Ref
x_{LF}	-	247	6001	9306	16272
N	-	8190	198050	307129	537016
ΔLD^*	%	0,00	2418,19	155,08	174,85

* prozentuale Abweichung der Lebensdauer zur vorherigen Variante

In Variante 3 werden die Parameter $K^{'}$ und n' der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve über das Uniform Material Law + abgeschätzt und es wird der Schädigungsparameter P_{SWT} in Verbindung mit dem UML+ als Schädigungsparameter-Wöhlerlinie verwendet. Dies ist die Empfehlung aus der Parameterstudie zur analytischen Abschätzung dieser Parameter. Die übrigen Parameter der Varianten 2 und 3 sind identisch. Die rechnerische Lebensdauer der Variante 3 beträgt $N = 307\,129$ Schwingspiele (vgl. Tabelle 8.1).

Werden hingegen, wie in Varianten 4, zusätzlich auch die zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurve und die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie experimentell ermittelt, ergibt sich sogar eine rechnerische Lebensdauer von $N = 537\,016$ Schwingspielen (vgl. Tabelle 8.1). Damit wird verdeutlicht, dass die rechnerische Lebensdauer erheblich durch die Wahl der Eingabeparameterermittlung beeinflusst werden kann. So kann abgewägt werden ob sich numerische und experimentelle Untersuchungen für den jeweils betrachten Fall lohnen oder nicht.

9 Fazit und Ausblick

9.1 Zusammenfassung und Fazit

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines Nachweisverfahrens für die Ermüdungsbeanspruchung der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System. Durch die Entwicklungen der letzten Jahre hin zu Shuttle-Systemen als Alternative zu konventionellen Regalbediengeräten, insbesondere im Bereich kleiner Ladeeinheiten, rückt die Notwendigkeit dieser Ermüdungsbetrachtung in den Vordergrund. Bei Shuttle-Systemen bewegt sich das Shuttle-Fahrzeug auf einer Fahrschiene zwischen den Regalzeilen einer Ebene. Diese Fahrschiene ist gleichzeitig Bestandteil der Tragkonstruktion und dient der Lastabtragung der eingelagerten Ladeeinheiten in die Regalstützen. Im Gegensatz zu den Belastungen durch das Ein- und Auslagern der Ladeeinheiten bei Regalbediengeräten, stellt die Überfahrt des Shuttlefahrzeugs bei Shuttle-Systemen eine signifikante zyklische Beanspruchung dar. Die Besonderheit der ermüdungsbeanspruchten Fahrschiene liegt zum einen in der Beanspruchung sowohl durch die Regalbeladung, als auch durch die Shuttleüberfahrt und zum anderen in der Konstruktion der Fahrschiene selbst. Diese besteht aus einem dünnwandigen, kaltgeformten und nicht geschweißten Blech mit zahlreichen Kerben, die sich aus dem Biegeradius und den regaltypischen Stanzungen ergeben. All diese Eigenschaften stellen Anforderungen an das geforderte Nachweisverfahren für die Ermüdungsbeanspruchung.

Bevor jedoch ein geeignetes Nachweisverfahren für die Ermüdungsbeanspruchung der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System ermittelt werden konnte, wurden in einem ersten Schritt im Kapitel 2 zunächst die Grundlagen der Materialermüdung geklärt. Dabei wurden die Grundbegriffe und das Phänomen der Materialermüdung diskutiert. Neben der Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens unter einachsiger Belastung wurden unter anderem einige wichtige Einflussfaktoren auf den Ermüdungsprozess beschrieben, wie der Größeneinfluss, der Einfluss der Mittelspannung und der Eigenspannungen sowie der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit. Abschließend wurden die in der Literatur bekannten Nachweiskonzepte für die Betriebsfestigkeit diskutiert. Besonderes Augenmerk wurde dabei auf das Kerbdehnungskonzept gelegt, welches sich im Verlauf der vorliegenden Arbeit als das geeignete Verfahren zur Ermüdungsbewertung der untersuchten Fahrschiene herausstellte. In einem letzten Abschnitt des Kapitels 2 wurden einige statistische Grundlagen zusammengefasst. Diese sollen als Hilfestellung bei der Auswertung der Versuchsergebnisse oder bei der Absicherung der Lastfolge bzw. der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie dienen.

Bestandteil des Kapitels 3 war neben der Beschreibung der Grundlagen sowie der historischen Entwicklung von Hochregallagern in Deutschland seit den 1960-er Jahren auch die Darstellung und Erörterung des in der vorliegenden Arbeit untersuchten automatisierten Hochregallagers mit Shuttle-System. Dabei wurde insbesondere auf die Belastung der Fahrschiene und die Besonderheiten ihrer Geometrie eingegangen. Letztendlich wurden in diesem Abschnitt auch mehrere potentiell versagenskritische Stellen der Schienen lokalisiert. Dabei handelte es sich um die kleine Stanzung A mit dem besonders kleinen Kerbradius, die große Stanzung B mit der besonders großen Schwächung des Schienenquerschnitts und den Biegeradius im kaltgeformten Bereich, an dem potenziell die größte herstellungsbedingte Beeinflussung sowie potenziell vorhandene herstellungsbedingte Eigenspannungen zu erwarten waren. Diese wurden dann in den folgenden Abschnitten der Arbeit untersucht, um die maßgebende Nachweisstelle zu identifizieren.

Im Kerbdehnungskonzept können die Eingangsparameter in den Nachweis sowohl analytischer, experimenteller als auch numerischer Natur sein. Daher wurden in dieser Arbeit sowohl analytische Abschätzmethoden in Kapitel 4 als auch umfangreiche experimentelle Untersuchungen in Kapitel 5 und numerische Untersuchungen in Kapitel 6 durchgeführt. Ein erster Schritt war die Bestimmung der maßgebenden Nachweisstelle für die Ermüdungsbetrachtung. Dazu wurden Mikrohärteprüfungen an den zuvor in Kapitel 3 lokalisierten potentiellen versagenskritischen Stellen sowie am Grundwerkstoff der Fahrschiene selbst durchgeführt. Dabei zeigte sich, dass keine signifikante Beeinflussung des Werkstoffes durch die Herstellung vorliegt. Es wurde daher angenommen, dass das Material im Bereich der Kaltumformung und das Material um die Stanzbereiche das gleiche Werkstoffverhalten wie das Grundmaterial aus dem unbeeinflussten Bereich aufweist. Es konnte festgestellt werden, dass die im Kerbdehnungskonzept untersuchten Werkstoffproben aus dem Grundmaterial herausgelöst und zur Beschreibung der versagenskritischen Stelle herangezogen werden können. Die Frage nach der maßgeblichen versagenskritischen Stelle blieb jedoch offen. Um die Stelle genauer zu lokalisieren, wurden numerische Untersuchungen (vgl. Kapitel 6) durchgeführt und die Lastspannungen an den potentiellen Nachweisorten ausgewertet. Für die Stanzbereiche ergab sich an der kleinen Stanzung A eine deutlich höhere Lastspannung als an der Stanzung B. Da durch die Mikrohärteprüfung nachgewiesen wurde, dass sich die Werkstoffeigenschaften in der gesamten Schiene durch den Herstellungsprozess nicht verändert haben, konnte die Stanzung B als versagenskritische Stelle ausgeschlossen werden. Im Bereich des Biegeradius wurden ebenfalls geringere Lastspannungen als an der Stanzung A festgestellt. Allerdings wurden hier auch die größten herstellungsbedingten Eigenspannungen erwartet, die den Ermüdungsprozess negativ beeinflussen können. Zur Quantifizierung der Eigenspannungen in diesem Bereich wurden neben der experimentellen röntgenographischen Eigenspannungsermittlung auch numerische Untersuchungen des Umformprozesses durchgeführt. Die Ergebnisse beider Untersuchungen stimmten gut überein und zeigten, dass die Eigenspannungen insbesondere an der Profilaußenkante respektive an der Oberfläche bei ca. 390 MPa auch in Überlagerung mit den Lastspannungen an dieser Stelle immer noch geringer sind als an der Stanzung A. Diese Erkenntnis und die Tatsache, dass sich die Eigenspannungen unter zyklischer Belastung abbauen, führten zu der Schlussfolgerung, dass die maßgebende Nachweisstelle im Bereich der Stanzung A liegt. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurden die weiteren experimentellen und numerischen Untersuchungen durchgeführt.

Bevor jedoch die experimentellen und numerischen Untersuchungen für die versagenskritische Nachweisstelle durchgeführt wurden, wurden in Kapitel 4 zunächst einige analytische Abschätzmethoden diskutiert. Dabei wurde auf einige Näherungsbeziehungen zur Ermittlung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve eingegangen, bevor die Näherungsbeziehungen der Schädigungsparameter bzw. der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie diskutiert wurden. Diese Näherungsbeziehungen und ihr Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer wurden in der späteren Parameterstudie betrachtet (vgl. Kapitel 7). Im letzten Abschnitt dieses Kapitels wurde schließlich die synthetische Ermittlung der Lastfolgen beschrieben, da im Rahmen dieser Arbeit keine Informationen über reale Lastfolgen vorlagen. Die zahlreichen Eingangsparameter für den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept können, wie bereits erwähnt, analytisch, experimentell und/oder numerisch ermittelt werden. Nachdem einige dieser Parameter bereits analytisch ermittelt wurden, stand im Kapitel 5 die experimentelle Ermittlung im Vordergrund. Hier wurden unter anderem die Kennwerte der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve und der Dehnungs-Wöhlerlinie bzw. Schädigungsparameter-Wöhlerlinie mit Hilfe von dehnungsgeregelten Wöhlerversuchen und Incremental Step Tests an Werkstoffproben ermittelt. Zusätzlich wurde auch die Dauerfestigkeit in separaten dehnungsgeregelten Wöhlerversuchen ermittelt. Auch die experimentell ermittelten Eingangsgrößen und ihr Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer wurden später in Kapitel 7 in der Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse genauer untersucht. Als letzte Eingangsparameter wurden in Kapitel 7 die in Kapitel 6 numerisch ermittelten Eingangsgrößen untersucht. Für die maßgebende Nachweisstelle wurde unter anderem eine Netzkonvergenzstudie an einer rein elastischen Volumenelementsimulation durchgeführt, um zum einen die maximal einwirkende Vergleichsspannung $\sigma_{V,max}$ und zum anderen den Spannungsgradienten G an genau dieser Stelle zu ermitteln. Dabei hat sich herausgestellt, dass die Verwendung von Hexaederelementen mit quadratischer Ansatzfunktion und reduzierter Integration zu ausreichend genauen Ergebnissen führt. Dabei darf die Elementgröße im Kerbradius nicht größer als 1/12 des Kerbradius sein. Maßgebend ist die Ermittlung des Spannungsgradienten. Weiterhin ist es wichtig, dass die Vernetzung möglichst gleichmäßig erfolgt. Hierbei wurde die Vernetzungsmethode MEA (Medial Axial) empfohlen. Der Versuch, die Rechenzeit der Volumenelementsimulation durch eine Schalenelementsimulation mit infinitesimaler Dicke zu reduzieren, führte jedoch nicht zum Erfolg. Wenngleich die Rechenzeit reduziert wurde, war der Modellierungsaufwand nahezu identisch. Außerdem führte die Schalenelementsimulation zu einer geringeren Vergleichsspannung $\sigma_{V,max}$ mit erheblichem Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer auf der unsicheren Seite. Ebenfalls Bestandteil dieses Kapitels war die Ermittlung der hochbeanspruchten Fläche A_σ nach dem Verfahren SPIEL sowie die Ermittlung der Traglastformzahl K_p, die zusätzlich auch in Kerbnäherungsverfahren benötigt wurde. Es wurden die gewonnen Erkenntnisse der vorangegangen Simulationen verwendet.

In Kapitel 7 wurden alle analytisch, experimentell und numerisch ermittelten Eingangsgrößen in den Ermüdungsnachweis nach dem Kerbdehnungskonzept in einer Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse auf ihren Beeinflussung der rechnerischen Lebensdauer untersucht. Dabei hat sich herausgestellt, dass die Lebensdauer besonders sensitiv auf die Zugfestigkeit R_m, die maximal wirkende Vergleichsspannung $\sigma_{V,max}$ und die Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$ sowie die Steigung d_2 der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie reagiert. Die übrigen Parameter beeinflussen die Lebensdauer etwas weniger oder gar nicht. Die Parameterstudie hat darüber hinaus gezeigt, wie die Wahl der Bestimmung der Eingangsparameter, sei es die Wahl zwischen analytischer, experimenteller oder numerischer Bestimmung allgemein oder die Wahl innerhalb einer dieser Methoden zwischen verschiedenen Versuchsverfahren oder Auswertemethoden, die rechnerische Lebensdauer beeinflusst. Diese Erkenntnisse wurden abschließend anhand einiger Bauteilversuche validiert.

Im Kapitel 8 wurden die Ergebnisse der Parameterstudie und der Sensitivitätsanalyse in einem Ablaufdiagramm zur Vorgehensweise beim Ermüdungsnachweis der Fahrschiene eines automatisierten Hochregallagers nach dem Kerbdehnungskonzept abschließend zusammengefasst. Dabei hat sich gezeigt, dass mit der numerischen und experimentellen Ermittlung aller Eingangsparameter in den Nachweis die größte rechnerische Lebensdauer erreicht werden kann. Gleichzeitig ist damit aber auch der größte Aufwand verbunden. Insbesondere die Durchführung der einstufigen Wöhlerversuche ist mit erheblichem Aufwand verbunden. Daher wurden in diesem Kapitel auch alternative Möglichkeiten der Nachweisführung vorgeschlagen. Es wurde sowohl eine Variante vorgestellt, bei der der Ermüdungsnachweis ohne die Durchführung von Versuchen geführt werden kann, als auch alternativ eine Variante, bei der die Parameter, die in der Sensitivitätsanalyse einen signifikanten Einfluss auf die Lebensdauer gezeigt haben, numerisch oder experimentell ermittelt wurden und die übrigen Parameter durch rechnerische Näherung abgeschätzt wurden. Einen der größten Einflüsse auf die Lebensdauer hat jedoch die für das Bauteil verwendete Schädigungsparameter-Wöhlerlinie. Allerdings ist gerade diese Ermittlung durch die dehnungsgeregelten Wöhlerversuche besonders aufwendig. Daher ist hierbei besonders abzuwägen, ob der Zugewinn an rechnerischer Lebensdauer die aufwendigen Versuche rechtfertigt. Alternativ wird die Abschätzung mittels Schädigungsparameter P_{SWT} und dem Uniform Material Law + empfohlen. Dabei ist immer auf den verwendeten Werkstoff zu achten und eine sinnvolle Abschätzmethode zu wählen.

9.2 Ausblick

Da die experimentelle Ermittlung der Kennwerte der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie über dehnungsgeregelte Wöhlerversuche, wie bereits erwähnt, mit hohem Aufwand verbunden ist, jedoch häufig einen deutlichen Zugewinn an rechnerischer Lebensdauer bringt, besteht hier Forschungspotential. Denkbar wäre die Entwicklung einer Auswertemethode für Incremental Step Tests, ggf. auch in Verbindung mit analytischen Abschätzverfahren, um die Kennwerte der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie zu bestimmen. Die Incremental Step Tests sind im Vergleich zu den dehnungsgeregelten Wöhlerversuchen mit deutlich geringerem Aufwand verbunden. Gleichzeitig können mit den Incremental Step Tests auch die Parameter der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve bestimmt werden. Die Parameterstudie hat weiterhin gezeigt, dass Verfahren zu ähnliche rechnerischen Lebensdauern bei der Bestimmung von $K^{'}$ und $n^{'}$ führen. Somit könnte mit relativ geringem Aufwand eine deutliche Erhöhung der rechnerischen Lebensdauer durch die Ermittlung der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie aus Incremental Step Tests erreicht werden.

Literatur

Arnold 2017	**Bozena Arnold**: Werkstofftechnik für Wirtschaftsingenieure. Springer Berlin Heidelberg, 2017.
Arnold et al. 2019	**Dieter Arnold; Kai Furmans**: Materialfluss in Logistiksystemen. 7. Aufl. Springer Berlin Heidelberg, 2019.
ASME Code IIID1NB1 2007	**ASME Code III,D1,NB1**: ASME Boiler and Pressure Vessel Code III Division 1 Subsection NB Class 1 Components. ASME, 2007.
Ball 2020	**Dale L. Ball**: Estimation of elastic-plastic strain response at two-dimensional notches. In: Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 43.9 (Mai 2020), S. 1895–1916.
Bannantine et al. 1989	**Julia A. Bannantine; Jess J. Comer; James L. Handrock**: Fundamentals of metal fatigue analysis. Prentice Hall, New Yersy, 1989.
Bargel 2022	**Hans-Jürgen Bargel**: Werkstoffkunde - Strukture - grundlegende Eigenschaften. Springer Berlin Heidelberg, 2022.
Bäumel et al. 1990	**A. Bäumel; T. Seeger**: Materials Data for Cyclic Loading. Supplement 1. Elsevier, 1990.
Baumgartner 2014	**Jörg Baumgartner**: Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen und Größeneinflüssen. Hrsg. von Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeitund Systemzuverlässigkeit LBF. Fraunhofer Verlag, 2014.
Behrends 2013	**Ehrhard Behrends**: Elementare Stochastik. Vieweg + Teubner Verlag, 2013.
Bender et al. 2020	**Beate Bender; Dietmar Göhlich**: Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau 1: Grundlagen und Tabellen. Springer Berlin Heidelberg, 2020.
Bergmann 1983	**J.W. Bergmann**: Zur Betriebsfestigkeit gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichenBeanspruchung. Diss. Technische Hochschule Darmstadt, 1983.
Bissing et al. 2021	**H. Bissing; M. Knobloch**: Data-based fatigue assessment - Application if the Incremental Step Test and the strain-life approach. Workshop SimFat - Large scale testing, advanced numerical simulations in fatigue und fracture, Bochum, 2021.

Böge et al. 2021 — **Alfred Böge; Wolfgang Böge**: Handbuch Maschinenbau. 24. Aufl. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2021.

Boller et al. 1987a — **Chr. Boller; T. Seeger**: Materials Data for Cyclic Loading - Part A: Unalloyed Steels. Elsevier, 1987.

Boller et al. 1987b — **Chr. Boller; T. Seeger**: Materials Data for Cyclic Loading - Part B: Low-Alloy Steels. Elsevier, 1987.

Boller et al. 1987c — **Chr. Boller; T. Seeger**: Materials Data for Cyclic Loading - Part C: High-Alloy Steels. Elsevier, 1987.

Boller et al. 1987d — **Chr. Boller; T. Seeger**: Materials Data for Cyclic Loading - Part D: Aluminium and Titanium Alloys. Elsevier, 1987.

Boller et al. 1987e — **Chr. Boller; T. Seeger**: Materials Data for Cyclic Loading - Part E: Cast and Welded Metals. Elsevier, 1987.

Bourier 2022 — **Günther Bourier**: Statistik-Übungen. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2022.

Brand 2016 — **Michael Brand**: FEM-Praxis mit SolidWorks. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016.

Bürger 2020 — **Laura Bürger**: Charakterisierung der Oberflächentopographievon Laser Powder Bed Fusion erzeugten IN718-Proben. Diss. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Fakultät für Maschinenwesen, 2020.

Burghardt et al. 2021a — **R. Burghardt; M. Wächter; Alfons Esderts**: Über den Einfluss der Abschätzung des elastisch-plastischen Beanspruchungszustandes auf die rechnerische Lebensdauervorhersage. de. In: (2021).

Burghardt et al. 2021b — **Ralf Burghardt et al.**: Estimation of elastic-plastic notch strains and stresses using artificial neural networks. In: Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 44.10 (Juli 2021), S. 2718–2735.

Christ 1991 — **H.-J. Christ**: Wechselverformung von Metallen - Zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten und Mikrostruktur. Springer-Verlag, Berlin, 1991.

Christ 2009 — **H.-J. Christ**: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe. 2. Aufl. Wiley-VHC, Weinheim, 2009.

Christ et al. 1996 — **H.-J. Christ; H. Mughrabi**: Cyclic stress-strain response and microstructure under variable amplitude loading. In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 19.2-3 (1996), S. 335–348.

Clormann et al. 1986 — **U.H. Clormann; T. Seeger**: RAINFLOW - HCM - Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage. In: Stahlbau 55.3 (März 1986), S. 65–71.

Coffin et al. 1954 — **L. F. Jr. Coffin; N. Y. Schenectady**: A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal. In: Transactionsof the American Society of Mechanical Engineers 76 (1954), S. 931–950.

Collmann 2021 — **Mareike Collmann**: Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnahtverbindungengrößerer Blechdicke gefügt mitHochleistungsschweißverfahren. Diss. Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie, 2021.

Correia et al. 2019 — **José Correia et al.**: Mechanical Fatigue of Metals - Experimental and Simulation Perspectives. Springer Nature Switzerland, 2019.

Corten et al. 1956 — **H.T. Corten; T.J. Dolan**: Cumulative fatigue damage. In: Proceedings of the International Confrence of fatigue of Metals, Inst. Mech. Engineers, London (1956), S. 235–245.

Cramer et al. 2020 — **Erhard Cramer; Udo Kamps**: Grundlagen der Wahrscheinlichkeitsrechnung und Statistik. Springer Berlin Heidelberg, 2020.

Czichos et al. 2006 — **Horst Czichos; Tetsuya Saito; Leslie Smith**: Handbook Springerof Materials Measurement Methods. Springer Science+Business Media, Inc., 2006.

Dassault Systèmes 2016 — **Dassault Systèmes**: Abaqus Documentation. 2016. URL: `http://130.149.89.49:2080/v2016/index.html`.

Deubelbeiss 1974 — **Ernst Deubelbeiss**: Daueriestigkeitsversuche mit einem modifizierten Treppenstufenverfahren. In: Materials Testing 16.8 (1974), S. 240–244.

Devroye 1996 — **L Devroye**: Random Variate Generation In One Line Of Code. In: Charnes,J.-M. ; Morrice, D.-J. ; Brunner, D.- T. ; Swain, J.-J. (Hrsg.): Winter Simulation Conference Proceedings. Coronado (1996), S. 265–272.

Diemar et al. 2005 — **A. Diemar; R. Thumser; J.W. Bergmann**: Determination of local characteristics forthe application of the Weakest-LinkModel. In: Materialwissenschaften und Werkstofftechnik 36.5 (2005), S. 204–210.

DIN 4760 1982 — **DIN 4760**: Gestaltabweichung - Begriffe - Ordnungssystem. Deutsches Institut für Normungen e.V., 1982.

DIN 4768 1990	**DIN 4768**: Ermittlung der Rauheitskenngrößen Ra, Rz, Rmaxmit elektrischen Tastschnittgeräten. Deutsches Institut für Normungen e.V., 1990.
DIN 50100	**DIN 50100**: Schwingfestigkeitsversuche - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile. Deutsches Institut für Normungen e.V. 2016.
DIN 50125	**DIN 50125**: Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben. Deutsches Institut für Normungen e.V. 2022.
DIN EN 10346 2024	**DIN EN 10346**: Kaltgewalzte kontinuierlich schmelztauchveredelteFlacherzeugnisse aus Stahl –Technische Lieferbedingungen. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2024. 2009.
DIN EN 15305 2008	**DIN EN 15305**: Zerstörungsfreie Prüfverfahren - Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung von Eigenspannungen. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2008.
DIN EN 15512	**DIN EN 15512**: Ortsfeste Regalsysteme aus Stahl - Verstellbare Palettenregale - Grundlagen der statischen Bemessung. Deutsches Institut für Normungen e.V. 2021.
DIN EN 1990 2010	**DIN EN 1990**: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2010.
DIN EN 1993-1-9 2009	**DIN EN 1993-1-9**: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2009. 2009.
DIN EN ISO 16610-1 2015	**DIN EN ISO 16610-1**: Geometrische Produktspezifikation (GPS) –Filterung –Teil 1: Überblick und grundlegende Konzepte. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2015.
DIN EN ISO 21920-1 2022	**DIN EN ISO 21920-1**: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Profile - Teil 1: Angabe der Oberflächenbeschaffenheit. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2022.
DIN EN ISO 21920-2 2022	**DIN EN ISO 21920-2**: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Profile - Teil 2: Begriffe und Kenngrößen für die Oberflächenbeschaffenheit. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2022.
DIN EN ISO 21920-3 2022	**DIN EN ISO 21920-3**: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Profile - Teil 3: Spezifikationsoperatoren. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2022.

DIN EN ISO 25178-6 2010 — **DIN EN ISO 25178-6**: Geometrische Produktspezifikation (GPS) –Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft –Teil 6: Klassifizierung von Methoden zur Messung derOberflächenbeschaffenheit. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2010.

DIN EN ISO 6892-1 — **DIN EN ISO 6892-1**: Metallische Werkstoffe - Zugversuche - Teil1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Deutsches Institut für Normungen e.V., Berlin. 2017.

DIN EN ISO 8015 2011 — **DIN EN ISO 8015**: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Grundlagen – Konzepte, Prinzipien und Regeln. Deutsches Institut für Normungen e.V., 2011.

DIN ISO 14577-1 — **DIN ISO 14577-1**: Metallische Werkstoffe - Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter - Teil 1: Prüfverfahren. Deutsches Institut für Normungen e.V. 2015.

Dixon et al. 1948 — **W.J. Dixon; A.M. Mood**: A Method for Obtaining and Anazlyzing Sensitivity Data. In: Journal of the American Statistical Association (1948), S. 109–126. 43:241.

Dobecki 2020 — **Mateus Dobecki**: Röntgenographische Analysen der Umformmechanismen und der Eigenspannungen umgeformter Bleche im Single Point Incremental Forming - Verfahren. Diss. Technischen Universität Berlin, Fakultät Prozesswissenschaften, 2020.

Doege et al. 2016 — **Eckart Doege; Bernd-Arno Behrens**: Handbuch Umformtechnik. Springer Berlin Heidelberg, 2016.

E606 — **E606**: E606/E606M-21 Standard Test Method for Strain-Controlled Fatigue Testing. ASRM Interantional Standards. 2021.

Edel 2015 — **Karl-Otto Edel**: Einführung in die bruchmechanische Schadensbeurteilung. Springer Vieweg Verlag, Berlin, Heidelberg, 2015.

Eisenträger et al. 2013 — **J. Eisenträger et al.**: Näherungsverfahren zur Berechnung von Kerbspannungen und -dehnungen bei Plastizität und Kriechen. In: Forsch Ingenieurwesen 77 (2013), S. 71–80.

Ellmer 2019 — **Franz Ellmer**: Bewertung der Treffsicherheit von Schwingfestigkeitsschätzungen mittels Horizont- und Treppenstufenverfahren. Diss. Technische Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen, 2019.

Ellyin 1997 — **Fernand Ellyin**: Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction. Chapman & Hall, London, 1997.

Fahrmeir et al. 2016 — **Ludwig Fahrmeir et al.**: Statistik - Der Weg zur Datenanlyse. Springer Berlin Heidelberg, 2016.

Fesich 2012 — **Thomas M. Fesich**: Festigkeitsnachweis und Lebensdauerberechnung beikomplex mehrachsiger Schwingbeanspruchung. Diss. Universität Stuttgart, Fakultät Energie-, Verfahrens- und Biotechnik, 2012.

Fischer 1922a — **R.A. Fischer**: On the Mathematical Foundations of Theoretical Statistics. In: Philosophical Transactions of the Royal Society of London Series A 222 (1922), S. 309–368.

Fischer 1922b — **R.A. Fischer**: The goodness of fit of regression formulae, and the distribution of regression coefficients. In: Journal of the Royal Statistical Society 85 (1922), S. 597–612.

FKM-Bruchmechanisch 2018 — **FKM-Bruchmechanisch**: FKM Richtlinie - Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. Hrsg. von Forschungskuratorium Maschinenbau e.V. VDMA Verlag, Frankfurt am Main, 2018.

FKM-nichtlinear 2019 — **FKM-nichtlinear**: Richtlinie Nichtlinear : Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens : für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen. Hrsg. von M. Fiedler and M. Wächter and I. Varfolomeev and M. Vormwald and A. Esderts and Forschungskuratorium Maschinenbau e.V. VDMA Verlag GmbH, 2019.

FKM-Rechnerisch 2012 — **FKM-Rechnerisch**: FKM-Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. Hrsg. von R Rennert et al. Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), 2012.

Forstner 2011 — **Kurt Forstner**: Messung und Berechnung von Eigenspannungen an kaltgewalzten Bändern. Diss. Montanuniversität Leoben, Department Product Engineering, 2011.

Fottner et al. 2022 — **Johannes Fottner et al.**: Planung von innerbetrieblichen Transportsystemen - Fahrzeugsysteme. Springer Berlin Heidelberg, 2022.

Friedrich 2009 — **Kathrin Friedrich**: Quantifizierung der mechanischenSpannungen infolge der Verkapselung vonSensorbauelementen. Diss. Technischen Universität Carola-Wilhelminazu Braunschweig, Fakultät für Elektrotechnik, Informationstechnik, Physik, 2009.

Gassmann 1966 — **H. Gassmann**: Schädigung und Schadensakkumulation aus hochfestem Stahl. Diss. TH Stuttgart, 1966.

Gebhardt 2014 — **Christoph Gebhardt**: Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench - Einfürhung in die lineare und nichtlineare Mechanik. 2. Aufl. Carl Hanser Verlag München, 2014.

Gibmeier 2004	**Jens Gibmeier**: Zum Einfluss von Last- und Eigenspannungen auf die Ergebnisse instrumentierter Eindringhärteprüfungen. Diss. Universität Kassel, Fachbereich Maschinenbau, Institu für Werkstofftechnik, 2004.
Götz et al. 2020	**Sebastian Götz; Klaus-Georg Eulitz**: Betriebsfestigkeit - Bauteile sicher auslegen! Springer Vieweg, Wiesbaden, 2020.
Griemert et al. 2020	**Rudolf Griemert; Peter Römisch**: Fördertechnik - Auswahl und Berechnung von Elementen und Baugruppen. 13. Aufl. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2020.
Gross et al. 2016	**Dietmar Gross; Thomas Seelig**: Bruchmechanik - Mit einer Einführung in die Mikromechanik. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2016.
Günthner et al. 2011	**Prof. Dr. Willibald Günthner; Klaus Heptner; Peter Tenerowicz**: Von der Blechhütte zum Glaspalast. In: (2011). München.
Hahn et al. 2018	**Manfred Hahn; Michael Reck**: Kompaktkurs Finite Elemente für Einsteiger - Theorie und Beispiele zur Approximationlinearer Feldprobleme. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018.
Haibach 1970	**E. Haibach**: Modifizierte lineare Schadensakkumulation zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfall mit fortschreitender Schädigung. In: Technische Mitteilungen Nr. TM 50/70, Labor für Betriebsfestigkeit (1970).
Haibach 1971	**E. Haibach**: Probleme der Betriebsfestigkeit von metallischen Konstruktionsteilen. In: VDI-Z 113 5 (1971), S. 397–403.
Haibach 2006	**E. Haibach**: Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Spinger Verlag, 2006.
Haibach et al. 1976	**E. Haibach; H. P. Lehrke**: Das Verfahren der Amplitudentransformationzur Lebensdauerberechnung bei Schwingbeanspruchung. In: Eisenhüttenwesen 47.10 (1976), S. 623–628.
Haigh 1915	**B.P. Haigh**: Report on alternating stress tests of a sample of mild steel. In: BASC Rep 85 (1915), S. 163–170.
Hanschmann 1981	**D. Hanschmann**: Ein Beitrag zur rechnergestützten Lebensdauervorhersage schwingbeanspruchterKraftfahrzeugbauteile aus Aluminiumwerkstoffen. In: DFVLR-ForschungsberichtFB-81-10 (1981).

Harun et al. 2017 — **Muhammad Faiz Harun et al.**: Methods for Estemating the Fatigue Properties of UNS C70600 Copper-Nickel90/10. In: International Journal of Mechanical Engineering and Technology (IJMET) 8.11 (2017), S. 413–422.

Hatscher 2004 — **Ansgar Hatscher**: Abschätzung zyklischer Kennwerte von Stählen. Diss. Technische Universität Clausthal, Fakultät für Mathematik/Informatik und Maschinenbau, 2004.

Hatscher et al. 2006 — **Ansgar Hatscher; Timm Seeger; Harald Zenner**: Abschätzung von zyklischen Werkstoffkennwerten - Erweiterung und Vergleich bisheriger Ansätze. In: MP Materials Testing 49.3 (2006), S. 81–93.

Hedderich et al. 2020 — **Jürgen Hedderich; Lothar Sachs**: Angewandte Statistik - Methodensammlung mit R. Springer Berlin Heidelberg, 2020.

Heitmann 1983 — **H. Heitmann**: Betriebsfestigkeit von Stahl: Vorhersageder technischen Anrisslebensdauer unter Berücksichtigungdes Verhaltens von Mikrorissen. Diss. TH Aachen, 1983.

Henze 2018 — **Norbert Henze**: Stochastik für Einsteiger - Eine Einführung in die faszinierende Welt des Zufalls. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018.

Hering et al. 2018 — **Ekbert Hering; Gert Schönfelder**: Sensoren in Wissenschaft und Technik. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018.

Hollmann 2004 — **Christian Hollmann**: Die Übertragbarkeit von Schwingfestigkeits-Eigenschaften im Örtlichen Konzept. Diss. Technischen Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen, 2004.

Hompel et al. 2018 — **Michael ten Hompel; Thorsten Schmidt; Johannes Dregger**: Materialflusssysteme - Förder- und Lagertechnik. Springer Berlin Heidelberg, 2018.

Hompel et al. 2020 — **Michael ten Hompel; Thomas Bauernhansl; Birgit Vogel-Heuser**: Handbuch Industrie 4.0. Springer Berlin Heidelberg, 2020.

Hornbogen et al. 2017 — **Erhard Hornbogen; Gunther Eggeler; Ewald Werner**: Werkstoffe. Springer Berlin Heidelberg, 2017. ISBN: 9783642538674.

Hornbogen et al. 2019 — **Erhard Hornbogen; Hans Warlimont; Birgit Skrotzki**: Metalle: Struktur und Eigenschaften der Metalle und Legierungen. Springer Berlin Heidelberg, 2019. ISBN: 9783662577639.

Huber 1996 **Norbert Huber**: Zur Bestimmung von mechanischen Eigenschaften mit dem Eindruckversuch. Diss. Universität Karlsruhe, Fakultät für Maschinenbau, Institut für Materialforschung, 1996.

Hück 1983 **M. Hück**: Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen. In: Werkstofftechnik 14 (1983), S. 406–417.

Hück et al. 1981 **M. Hück; L. Thrainer; W. Schütz**: Berechnung von Wöhler-Linien für Bauteile ausStahl, Stahlguß und Grauguß, synthetische Wöhler-Linien. In: VDEh-Bericht ABF 11 (1981).

IIW-Richtlinie-1823-07 2008 **IIW-Richtlinie-1823-07**: IIW document IIW-1823-07ex XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07 - Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. Hrsg. von A. Hobbacher. International Institute of Welding, 2008.

Ilschner et al. 2016 **Bernhard Ilschner; Robert F. Singer**: Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik. Springer Berlin Heidelberg, 2016.

Jung et al. 2013 **Michael Jung; Ulrich Langer**: Methode der finiten Elemente für Ingenieure. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013.

Klein 2015 **Bernd Klein**: FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite Element Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015.

Kloos 1976 **K.-H. Kloos**: Einfluß des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften. In: VDI-Berichte 268 (1976), S. 777–780.

Knothe et al. 2017 **Klaus Knothe; Heribert Wessels**: Finite Elemente - Einführung für Ingenieure. Springer Berlin Heidelberg, 2017.

Köhler et al. 2012 **Michael Köhler et al.**: Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebsfestigkeit. Springer Berlin Heidelberg, 2012.

Kohn 2005 **Wolfgang Kohn**: Statistik - Datenanalys und Wahrscheinlichkeitsrechnung. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2005.

KTA 32012 2017 **KTA 3201.2**: Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung. KAT - Kerntechnischer Ausschuss, 2017.

Kuckartz et al. 2013 **Udo Kuckartz et al.**: Statistik - Eine verständliche Einführung. VS Verlag für Sozialwissenschaften, 2013.

Kuguel 1961 **R. Kuguel**: Relation between Theoretical Stress Concentration Factor and Fatigue Notch Factor Deduced from the Concept of Highly Stressed Volume. In: ASTM Proceedings 61 (1961).

Kujawski et al. 2014 **Daniel Kujawski; Phani C.R. Sree**: On deviatoric interpretation of Neuber's rule and the SWT parameter. In: Theoretical and Applied Fracture Mechanics (2014).

Kujawski et al. 2017 **Daniel Kujawski; Joshua LK Teo**: A Gerneralization of Neuber's Rule for Numerical Applications. In: Procedia Structural Integrity (2017), S. 883–888.

Labisch et al. 2020 **Susanna Labisch; Georg Wählisch**: Technisches Zeichnen. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2020.

Ladinek et al. 2019 **Markus Ladinek et al.**: Nachweis der Ermüdungsfestigkeit mittels Kerbdehnungskonzept. In: Stahlbau 88.5 (Mai 2019), S. 428–439.

Landgraf et al. 1969 **R.W. Landgraf; J.D. Morrow; T. Endo**: Determination of the cyclic stress–strain curve. In: Journal of Materials 4 (1969), S. 176–188.

Läpple 2016 **Volker Läpple**: Einführung in die Festigkeitslehre - Lehr- und Übungsbuch. 4. Aufl. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2016.

Lee et al. 2005 **Yung-Li Lee et al.**: Fatigue Testing and Analysis - Theory and Practice. Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.

Macherauch et al. 2019 **Eckard Macherauch; Hans-Werner Zoch**: Praktikum in Werkstoffkunde. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019.

Manson 1965 **S. Manson**: Fatigue: A Complex Subject - Some Simple Approximations. In: Experimental Mechanics 5 (1965), S. 193–226.

Martin 2016 **Heinrich Martin**: Transport- und Lagerlogistik - Systematik, Planung, Einsatz und Wirtschaftlichkeit. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016.

Marxer et al. 2021 **Michael Marxer; Carlo Bach; Claus P. Keferstein**: Fertigungsmesstechnik. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2021.

Masendorf 2000 **R. Masendorf**: Einfluss der Umformung auf die zyklischenWerkstoffkennwerte von Feinblech. Diss. Technischen Universität Clausthal, Fakultät für Mathematik/Informatik und Maschinenbau, 2000.

Masing 1925 **G. Masing**: Eigenspannungen in kaltgereckten Metallen. In: Zeitschrift technische Physik 6 (1925), S. 569–573.

Mastylo 2012	**Rostyslav Mastylo**: Optische und taktile Nanosensoren auf der Grundlage des Fokusverfahrens für die Anwendung in Nanopositionier- und Nanomessmaschinen. Diss. Technischen Universität Ilmenau, Fakultät für Maschinenbau, 2012.
Matsuishi et al. 1968	**M. Matsuishi; T. Endo**: Fatigue of Metals subjected to Varying Stress. In: Proceedings of the Kyushu Branch of Japan Society of Mechanical Erngineers (1968), S. 37–40.
Medhurst 2014	**Timothy Mark Medhurst**: Zyklisches Verhalten metastabiler austenitischer Feinbleche in Abhängigkeit des Umformgrades. Diss. Technische Universität Cottbus, Fakultät für Mathematik, Informatik und Maschinenbau, 2014.
Mensinger 2014	**Martin Mensinger**: Zur Anwendung des Strukturspannungskonzepts beim Ermüdungsnachweis nach EN 1993-1-9. In: VDEI Akademie 10. Fachtagung Konstruktiver Ingenieurbau (2014), S. 1–37.
Messer et al. 2019	**Michael Messer; Gaby Schneider**: Statistik - Theorie und Praxis im Dialog. Springer Berlin Heidelberg, 2019.
Miner 1945	**M. Miner**: Cumulative damage in fatigue. In: Transactions of ASME, Journal of applied mechanics 12.3 (1945), A159–A164.
Mittag 2017	**Hans-Joachim Mittag**: Statistik - Eine Einführung mit interaktiven Elementen. Springer Berlin Heidelberg, 2017.
Molski et al. 1981	**Krzysztof Molski; Grezegorz Glinka**: A Method of Elastic-Plastic Stress and Strain Calculation at a Notch Root. In: Materials Science and Engineering 50 (1981), S. 93–100.
Morrow 1965	**J.D. Morrow**: Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals. In: ASTM STP 378 (1965), S. 45–87. Philadelphia.
Morrow 1968	**J.D. Morrow**: "Fatigue Properties of Metals". In: Soc. of Automotive Eng., 1968. Kap. 3.2.
Müller-Gronbach et al. 2012	**Thomas Müller-Gronbach; Erich Novak; Klaus Ritter**: Monte Carlo-Algorithmen. Springer Berlin Heidelberg, 2012.
Müller 2015	**Christian Müller**: Zur statistischen Auswertung experimenteller Wöhlerlinien. Diss. Technische Universität Clausthal, Fakultät für Mathematik/Informatik und Maschinenbau, 2015.

Müller et al. 2012 — **Christian Müller et al.**: Zur Wiederverwendung von Durchläufern im Treppenstufenversuch. In: Materials Testing 54 (2012), S. 11–12. Carl Hanser Verlag.

Müller et al. 2017 — **Christian Müller et al.**: Distribution functions for the linear region of the S-N curve. In: Materials Testing 59 (2017), S. 7–8.

Müller et al. 2018 — **Christian Müller et al.**: Bestimmung der statistischen Stützzahl mit Hilfe von FE-Simulationen für die Praxis. In: Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V. (2018), S. 49–58.

Munz 1984 — **D. Munz**: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe. Deutsche Gesellschaft für Metallkunde e.V., 1984.

Nasdala 2012 — **Lutz Nasdala**: FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik. Vieweg+Teubner Verlag, 2012.

Neikes 2019 — **Kai Neikes**: Mittelspannungseinfluss bei der dauerfesten Auslegung von Wellen und Achsen. Diss. Technische Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen, 2019.

Neuber 1961 — **H. Neuber**: Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies With Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law. In: Journal of Applied Mechanics 28.4 (1961), S. 544–550.

Neuber 1968 — **H. Neuber**: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: Konstruktion 20.7 (1968), S. 245–251.

Nihei et al. 1986 — **M. Nihei et al.**: Evaluation of mean stress eects onfatigue life by use of damage parameters. In: Int. J. Fatigue 8.3 (1986), S. 119–126.

Oeser 2019 — **Thomas Oeser**: Kristallstrukturanalyse durch Röntgenbeugung. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019.

Palmgren 1924 — **A. Palmgren**: Die Lebensdauer von Kugellagern. In: Verfahrenstechnick - Zeitschrift des VDI 68.14 (1924), S. 339–341.

Polák et al. 1991 — **Jaroslav Polák; M HAJEK**: Cyclic stress-strain curve evaluation using incremental step test procedure. In: International Journal of Fatigue - INT J FATIGUE 13 (Mai 1991), S. 216–222.

Puhani 2020 — **Josef Puhani**: Statistik - Einführung mit praktischen Beispielen. 13. Aufl. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2020.

Radaj et al. 2006 — **Dieter Radaj; C M Sonsino; W Frick**: Fatigue assessment of welded joints by local approches. 2. Aufl. Woodhead Publishing, Cambridge, England, 2006.

Radaj et al. 2007 — **Dieter Radaj; Michael Vormwald**: Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure. 3. Aufl. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.

Ramberg et al. 1943 — **Walter Ramberg; William R. Osgood**: *Description of Stress-Strain Curves by three Parameters*. Techn. Ber. National Advisory Committee for Aeronautics - Technical Note No. 902, 1943.

Richard et al. 2012 — **Hans Albert Richard; Manuela Sander**: Ermüdungsrisse - Erkenne, sicher beurteilen, vermeiden. 2. Aufl. Springer Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2012.

Richard et al. 2019 — **Hans Albert Richard; Britta Schramm; Thomas Zipsner**: Additive Fertigung von Bauteilen und Strukturen. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019.

Rooch 2014 — **Aeneas Rooch**: Statistik für Ingenieure. Springer Berlin Heidelberg, 2014.

Roos et al. 2022 — **Eberhard Roos; Karl Maile; Michael Seidenfuß**: Werkstoffkunde für Ingenieure: Grundlagen, Anwendung, Prüfung. Springer Berlin Heidelberg, 2022. ISBN: 9783662647325. DOI: `10.1007/978-3-662-64732-5`.

Rust 2016 — **Wilhelm Rust**: Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016.

Sander 2018 — **Manuela Sander**: Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Mschinen und Anlagen - Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage. 2. Aufl. Springer Vieweg, Berlin, 2018.

Schajer 2013 — **Gary S. Schajer**: Practical Residual Stress Measurement Methods. Wiley, 2013.

Schiefer et al. 2018 — **Hartmut Schiefer; Felix Schiefer**: Statistik für Ingenieure. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018.

Schier 2023 — **Klaus Schier**: Finite Elemente Modelle der Maschinenelemente. Springer Berlin Heidelberg, 2023.

Schijve 2009 — **Japp Schijve**: Fatigue of Structures and Materials. Springer Science+Business, 2009.

Schloz et al. 2017 — **Franziska Schloz et al.**: Entwicklung situationsabhängiger Lagerstrategien für Hochregallager mit autonomen Fahrzeugen. In: Logistics Journal: Proceedings (2017). ISSN: 2192-9084.

Schütz 1967 — **W. Schütz**: Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessungvon Flugzeugbauteilen. In: Zeitschrift für Flugwissenschaften 15.11 (1967), S. 407–419.

Seeger 1996 — **T. Seeger**: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise in: Stahlbau-Handbuch,Bd. 1, Teil B. Hrsg. von Deutscher Stahlbau-Verband. Stahlbau-Verlagsgesellschaft, 1996.

Seeger et al. 1977 — **T. Seeger; Beste A.**: Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich. In: Fortschrittsberichte der VDI-Zeitschriften Reihe 18.2 (1977), S. 1–45.

Seeger et al. 1980 — **T. Seeger; Heuler P.**: Generalized Application of Neuber's Rule. In: Journal of Testing and Evaluation 8.4 (1980), S. 199–204.

Seeger et al. 1994 — **T. Seeger; P. Zacher**: Lebensdauervorhersage zwischen Traglast und Dauerfestigkeitam Beispiel ausgeklinkter Träger. In: Bauingenieur 69 (1994), S. 13–23.

SEP 1240 2006 — **SEP 1240**: Stahl-Eisen Prüfblätter (SEP) des Stahlinstitutes VDEh - Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblech aus Stahl für die CAE-Berechnung. 1. Aufl. Verlag Stahleisen GmbH, 2006. 2006.

Šeruga et al. 2019 — **Domen Šeruga; Marko Nagode; Jernej Klemenc**: Stress-Strain Response Determination during Incremental Step Tests and Variable Loadings on Flat Specimens. In: Technologies 7.3 (2019).

Siebel 1948 — **E. Siebel**: Neue Wege in der Festigkeitsrechnung. In: VDI-Zeitschrift 90.5 (1948), S. 135–139.

Siemon 2006 — **Axel Siemon**: Qualitative und quantitative Analysen der linearen und nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen unter Einbeziehung der statischen Versuchsplanung. Diss. Universität Kassel, 2006.

Skolaut 2018 — **Werner Skolaut**: Maschinenbau - Ein Lehrbuch für das ganze Bachelor-Studium. Springer Berlin Heidelberg, 2018.

Smith et al. 1970 — **K. N. Smith; pP. Watson; T. H. Topper**: A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals. In: Journal of Materials 5.4 (1970), S. 767–778.

Sonsino et al. 2004 — **C.M. Sonsino et al.**: Werkstoffkennwerte für die Lebensdauerberechnung von Strukturen aus Stahlfeinblechen für den Automobilbau. In: Materialwissenschaften und Werkstofftechnik 35.8 (2004).

Spieß et al. 2019 — **Lothar Spieß et al.**: Moderne Röntgenbeugung. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019.

Steinke 2015	**Peter Steinke**: Finite-Elemente-Methode - Rechnergestütze Einführung. Springer Berlin Heidelberg, 2015.
Stocker et al. 2021	**Toni C. Stocker; Ingo Steinke**: Statistik - Grundlagen und Methodik. 2. Aufl. Walter de Gruyter GmbH, Berlin/Boston, 2021.
Stüssi 1955	**F. Stüssi**: Die Theorie der Dauerfestigkeit und die Versuche von August Wöhler. VSB Verlag, Zürich, 1955.
The MathWorks 2023	**Inc The MathWorks**. 2023. URL: `https://de.mathworks.com/help/index.html`. Zugegriffen am 03.04.2023.
Thum et al. 1932	**A. Thum; W. Buchmann**: Dauerfestigkeit und Konstruktion. VDI Verlag, 1932.
Thum et al. 1942	**A. Thum; A. Erker**: Gestaltfestigkeit von Schweißverbindungen. VDI-Verlag, 1942.
Tietz 1982	**Horst-Dieter Tietz**: Grundlagen der Eigenspannungen: Entstehung von Metallen, Hochpolymeren und silikatischen Werkstoffen. 1. Aufl. Leipzig Dt. Verl. für Grundstoffindustrie u.a., 1982.
Totten et al. 2002	**G. Totten; M. Howes; T. Inoue**: Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel. ASM International, 2002.
UniBW 2023	**UniBW**: Röntgendiffraktometrie. Universität der Bundeswehr München. 2023. URL: `https://www.unibw.de/werkstoffe/labor/chemie-und-mineralogie`. Zugegriffen am 13.07.2023.
VDI 2692 2015	**VDI 2692**: Shuttle-Systeme für kleine Ladeeinheiten (Autometed vehicle storage and retrieval systems for small unit loads). Hrsg. von Verein Deutscher Ingenieure (VDI). Beuth Verlag, Berlin, 2015. 2015.
Vormwald 1989	**M. Vormwald**: Anrißlebensdauer auf Basis der Schwingbruchmechanikfür kurze Risse. Diss. TH Darmstadt, 1989.
Vormwald 2014a	**M. Vormwald**: Betriebsfestigkeit Teil 1 -Skript. TU Darmstadt, Fachgebiet Werkstoffmechanik, 2014.
Vormwald 2014b	**M. Vormwald**: Betriebsfestigkeit Teil 2 -Skript. TU Darmstadt, Fachgebiet Werkstoffmechanik, 2014.
Vormwald et al. 1988	**M. Vormwald; T. Seeger**: Nutzung der Anrißschwingspielzahl beim Incremental-Step-Test zur Abschätzung der Werkstoffwöhlerlinie. In: Materialprüfung 11.12 (1988), S. 368–373.

Wächter 2016 **Michael Wächter**: Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien. Diss. Technischen Universität Clausthal, Fakultät für Mathematik/Informatik und Maschinenbau, 2016.

Wächter et al. 2015 **Michael Wächter; Alfons Esderts; Rainer Masendorf**: Methoden zur Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte. In: TU Clausthal - Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit (2015).

Wächter et al. 2018a **Michael Wächter; Alfons Esderts**: On the estimation of cyclic materialproperties – Part 2: Introductionof a new estimation method. In: Materials Testing 60.10 (2018), S. 953–959.

Wächter et al. 2018b **Michael Wächter; Alfons Esderts**: On the estimation of cyclicmaterial properties – Part 1: Qualityof known estimation methods. In: Materials Testing 60.10 (2018), S. 945–952.

Wagner 2019 **Marcus Wagner**: Lineare und nichtlineare FEM - Eine Einführung mit Anwendungen in derUmformsimulation mit LS-DYNA. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019.

Wehking 2020 **Karl-Heinz Wehking**: Technisches Handbuch Logistik 1 - Fördertechnik, Materialfluss, Intralogistik. Springer Berlin Heidelberg, 2020.

Weibull 1939 **W. Weibull**: A Statistical Theory of Strength of Materials, Diss. Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag, Ingeniörs Vetenskaps Akademiens Handlingar Nr. 151, 1939.

Weißbach et al. 2018 **Wolfgang Weißbach; Michael Dahms; Christoph Jaroschek**: Werkstoffe und ihre Anwendungen. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018. ISBN: 9783658198923.

Werkle 2021 **Horst Werkle**: Finite Elemente in der Baustatik - Statik und Dynamik der Stab- und Flächentragwerke. 4. Aufl. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2021.

Whitehouse 2002 **Dauid Whitehouse**: Surfaces and their Measurement. Hermes Penton Ltd, 2002.

Wildner 2017 **Christian Wildner**: Minimierung unerwünschter Durchsatzminderungen nach Ausfällen und späteren Wiederinbetriebnahmen von Regalbediengeräten inautomatisierten Hochregallagern. Diss. Universität Ilmenau, Fakultät für Maschinenbau, 2017.

Wittel et al. 2021 **Herbert Wittel; Christian Spura; Dieter Jannasch**: Roloff/Matek Maschinenelemente. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2021.

Wohlfahrt 1988 — **H. Wohlfahrt**: Einfluss von Mittelspannungen und Eigenspannungen auf die Dauerfestigkeit. In: VDI-Berichte 661 (1988), S. 99–127.

Zenner et al. 1992 — **H. Zenner; J. Liu**: Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdazerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept. In: Konstruktion 14 (1992), S. 9–17.

Zimmermann 2001 — **Steffen Zimmermann**: Finite Elemente und ihre Anwendung auf physikalische und geometrische nichtlineare Probleme: Report RUE-BCO 01.05. Technische Universität Eindhoven, Niderlande, 2001.

Zonfrillo et al. 2005 — **Giovanni Zonfrillo; Duccio Nappini**: Comparison of Procedures to Evaluate the CyclicStress-Strain Curve from Incremental Step Test. Bd. 5. Jurnal of Mechanics Engineering und Automation, 2005.

Abbildungsverzeichnis

Tabellenverzeichnis

A Quantile verschiedener Verteilungsfunktionen

Tabelle A.1: Quntile der Standardnormalverteilung z_p für verschiedenen p-Werte

p	z_p	p	z_p
0.001	-3.0902	0.600	0.2533
0.005	-2.5758	0.700	0.5244
0.010	-2.3263	0.750	0.6745
0.025	-1.9600	0.800	0.8416
0.050	-1.6449	0.900	1.2816
0.100	-1.2816	0.950	1.6449
0.200	-0.8416	0.975	1.9600
0.250	-0.6745	0.990	2.3263
0.300	-0.5244	0.995	2.5758
0.400	-0.2533	0.999	3.0902
0.500	0.0000		

In den folgenden Tabellen Tabelle A.2 und Tabelle A.3 sind die Quntile der χ^2-Verteilung für verschiedenen p-Werte und Freiheitsgrade $\nu = 1 - 40$ angegeben.

Tabelle A.2: Quntile der χ^2-Verteilung für verschiedenen p-Werte und Freiheitsgrade $\nu = 1 - 40$ - Teil 1

	p							
ν	0.010	0.025	0.050	0.100	0.200	0.300	0.400	0.500
1	0.000	0.001	0.004	0.016	0.064	0.148	0.275	0.455
2	0.020	0.051	0.103	0.211	0.446	0.713	1.022	1.386
3	0.115	0.216	0.352	0.584	1.005	1.424	1.869	2.366
4	0.297	0.484	0.711	1.064	1.649	2.195	2.753	3.357
5	0.554	0.831	1.145	1.610	2.343	3.000	3.655	4.351
6	0.872	1.237	1.635	2.204	3.070	3.828	4.570	5.348
7	1.239	1.690	2.167	2.833	3.822	4.671	5.493	6.346
8	1.646	2.180	2.733	3.490	4.594	5.527	6.423	7.344
9	2.088	2.700	3.325	4.168	5.380	6.393	7.357	8.343
10	2.558	3.247	3.940	4.865	6.179	7.267	8.295	9.342
11	3.053	3.816	4.575	5.578	6.989	8.148	9.237	10.341
12	3.571	4.404	5.226	6.304	7.807	9.034	10.182	11.340
13	4.107	5.009	5.892	7.042	8.634	9.926	11.129	12.340
14	4.660	5.629	6.571	7.790	9.467	10.821	12.078	13.339
15	5.229	6.262	7.261	8.547	10.307	11.721	13.030	14.339
16	5.812	6.908	7.962	9.312	11.152	12.624	13.983	15.338
17	6.408	7.564	8.672	10.085	12.002	13.531	14.937	16.338
18	7.015	8.231	9.390	10.865	12.857	14.440	15.893	17.338
19	7.633	8.907	10.117	11.651	13.716	15.352	16.850	18.338
20	8.260	9.591	10.851	12.443	14.578	16.266	17.809	19.337
21	8.897	10.283	11.591	13.240	15.445	17.182	18.768	20.337
22	9.542	10.982	12.338	14.041	16.314	18.101	19.729	21.337
23	10.196	11.689	13.091	14.848	17.187	19.021	20.690	22.337
24	10.856	12.401	13.848	15.659	18.062	19.943	21.652	23.337
25	11.524	13.120	14.611	16.473	18.940	20.867	22.616	24.337
26	12.198	13.844	15.379	17.292	19.820	21.792	23.579	25.336
27	12.879	14.573	16.151	18.114	20.703	22.719	24.544	26.336
28	13.565	15.308	16.928	18.939	21.588	23.647	25.509	27.336
29	14.256	16.047	17.708	19.768	22.475	24.577	26.475	28.336
30	14.953	16.791	18.493	20.599	23.364	25.508	27.442	29.336
31	15.655	17.539	19.281	21.434	24.255	26.440	28.409	30.336
32	16.362	18.291	20.072	22.271	25.148	27.373	29.376	31.336
33	17.074	19.047	20.867	23.110	26.042	28.307	30.344	32.336
34	17.789	19.806	21.664	23.952	26.938	29.242	31.313	33.336
35	18.509	20.569	22.465	24.797	27.836	30.178	32.282	34.336
36	19.233	21.336	23.269	25.643	28.735	31.115	33.252	35.336
37	19.960	22.106	24.075	26.492	29.635	32.053	34.222	36.336
38	20.691	22.878	24.884	27.343	30.537	32.992	35.192	37.335
39	21.426	23.654	25.695	28.196	31.441	33.932	36.163	38.335
40	22.164	24.433	26.509	29.051	32.345	34.872	37.134	39.335

Tabelle A.3: Quntile der χ^2-Verteilung für verschiedenen p-Werte und Freiheitsgrade $\nu = 1 - 40$ - Teil 2

	p							
ν	0.6	0.7	0.8	0.9	0.95	0.975	0.99	0.995
1	0.708	1.074	1.642	2.706	3.841	5.024	6.635	7.879
2	1.833	2.408	3.219	4.605	5.991	7.378	9.210	10.597
3	2.946	3.665	4.642	6.251	7.815	9.348	11.345	12.838
4	4.045	4.878	5.989	7.779	9.488	11.143	13.277	14.860
5	5.132	6.064	7.289	9.236	11.070	12.833	15.086	16.750
6	6.211	7.231	8.558	10.645	12.592	14.449	16.812	18.548
7	7.283	8.383	9.803	12.017	14.067	16.013	18.475	20.278
8	8.351	9.524	11.030	13.362	15.507	17.535	20.090	21.955
9	9.414	10.656	12.242	14.684	16.919	19.023	21.666	23.589
10	10.473	11.781	13.442	15.987	18.307	20.483	23.209	25.188
11	11.530	12.899	14.631	17.275	19.675	21.920	24.725	26.757
12	12.584	14.011	15.812	18.549	21.026	23.337	26.217	28.300
13	13.636	15.119	16.985	19.812	22.362	24.736	27.688	29.819
14	14.685	16.222	18.151	21.064	23.685	26.119	29.141	31.319
15	15.733	17.322	19.311	22.307	24.996	27.488	30.578	32.801
16	16.780	18.418	20.465	23.542	26.296	28.845	32.000	34.267
17	17.824	19.511	21.615	24.769	27.587	30.191	33.409	35.718
18	18.868	20.601	22.760	25.989	28.869	31.526	34.805	37.156
19	19.910	21.689	23.900	27.204	30.144	32.852	36.191	38.582
20	20.951	22.775	25.038	28.412	31.410	34.170	37.566	39.997
21	21.991	23.858	26.171	29.615	32.671	35.479	38.932	41.401
22	23.031	24.939	27.301	30.813	33.924	36.781	40.289	42.796
23	24.069	26.018	28.429	32.007	35.172	38.076	41.638	44.181
24	25.106	27.096	29.553	33.196	36.415	39.364	42.980	45.559
25	26.143	28.172	30.675	34.382	37.652	40.646	44.314	46.928
26	27.179	29.246	31.795	35.563	38.885	41.923	45.642	48.290
27	28.214	30.319	32.912	36.741	40.113	43.195	46.963	49.645
28	29.249	31.391	34.027	37.916	41.337	44.461	48.278	50.993
29	30.283	32.461	35.139	39.087	42.557	45.722	49.588	52.336
30	31.316	33.530	36.250	40.256	43.773	46.979	50.892	53.672
31	32.349	34.598	37.359	41.422	44.985	48.232	52.191	55.003
32	33.381	35.665	38.466	42.585	46.194	49.480	53.486	56.328
33	34.413	36.731	39.572	43.745	47.400	50.725	54.776	57.648
34	35.444	37.795	40.676	44.903	48.602	51.966	56.061	58.964
35	36.475	38.859	41.778	46.059	49.802	53.203	57.342	60.275
36	37.505	39.922	42.879	47.212	50.998	54.437	58.619	61.581
37	38.535	40.984	43.978	48.363	52.192	55.668	59.893	62.883
38	39.564	42.045	45.076	49.513	53.384	56.896	61.162	64.181
39	40.593	43.105	46.173	50.660	54.572	58.120	62.428	65.476
40	41.622	44.165	47.269	51.805	55.758	59.342	63.691	66.766

Tabelle A.4: Quntile der linksseitigen t-Verteilung $z_{\nu,p}$ für verschiedenen p-Werte und Freiheitsgrade $\nu = 1 - 30$ sowie $\nu = 100$ und $\nu \to \infty$

	p								
ν	0.700	0.750	0.800	0.850	0.900	0.950	0.975	0.990	0.995
1	0.727	1.000	1.376	1.963	3.078	6.314	12.706	31.821	63.657
2	0.617	0.816	1.061	1.386	1.886	2.920	4.303	6.965	9.925
3	0.584	0.765	0.978	1.250	1.638	2.353	3.182	4.541	5.841
4	0.569	0.741	0.941	1.190	1.533	2.132	2.776	3.747	4.604
5	0.559	0.727	0.920	1.156	1.476	2.015	2.571	3.365	4.032
6	0.553	0.718	0.906	1.134	1.440	1.943	2.447	3.143	3.707
7	0.549	0.711	0.896	1.119	1.415	1.895	2.365	2.998	3.499
8	0.546	0.706	0.889	1.108	1.397	1.860	2.306	2.896	3.355
9	0.543	0.703	0.883	1.100	1.383	1.833	2.262	2.821	3.250
10	0.542	0.700	0.879	1.093	1.372	1.812	2.228	2.764	3.169
11	0.540	0.697	0.876	1.088	1.363	1.796	2.201	2.718	3.106
12	0.539	0.695	0.873	1.083	1.356	1.782	2.179	2.681	3.055
13	0.538	0.694	0.870	1.079	1.350	1.771	2.160	2.650	3.012
14	0.537	0.692	0.868	1.076	1.345	1.761	2.145	2.624	2.977
15	0.536	0.691	0.866	1.074	1.341	1.753	2.131	2.602	2.947
16	0.535	0.690	0.865	1.071	1.337	1.746	2.120	2.583	2.921
17	0.534	0.689	0.863	1.069	1.333	1.740	2.110	2.567	2.898
18	0.534	0.688	0.862	1.067	1.330	1.734	2.101	2.552	2.878
19	0.533	0.688	0.861	1.066	1.328	1.729	2.093	2.539	2.861
20	0.533	0.687	0.860	1.064	1.325	1.725	2.086	2.528	2.845
21	0.532	0.686	0.859	1.063	1.323	1.721	2.080	2.518	2.831
22	0.532	0.686	0.858	1.061	1.321	1.717	2.074	2.508	2.819
23	0.532	0.685	0.858	1.060	1.319	1.714	2.069	2.500	2.807
24	0.531	0.685	0.857	1.059	1.318	1.711	2.064	2.492	2.797
25	0.531	0.684	0.856	1.058	1.316	1.708	2.060	2.485	2.787
26	0.531	0.684	0.856	1.058	1.315	1.706	2.056	2.479	2.779
27	0.531	0.684	0.855	1.057	1.314	1.703	2.052	2.473	2.771
28	0.530	0.683	0.855	1.056	1.313	1.701	2.048	2.467	2.763
29	0.530	0.683	0.854	1.055	1.311	1.699	2.045	2.462	2.756
30	0.530	0.683	0.854	1.055	1.310	1.697	2.042	2.457	2.750
100	0.526	0.677	0.845	1.042	1.290	1.660	1.984	2.364	2.626
∞	0.524	0.674	0.842	1.036	1.282	1.645	1.960	2.326	2.576

Die Quantile $t_{\infty,p}$ entsprechen den Quantilen z_p der Standardnormalverteilung.

B Zufällig generierte Lastfolgen

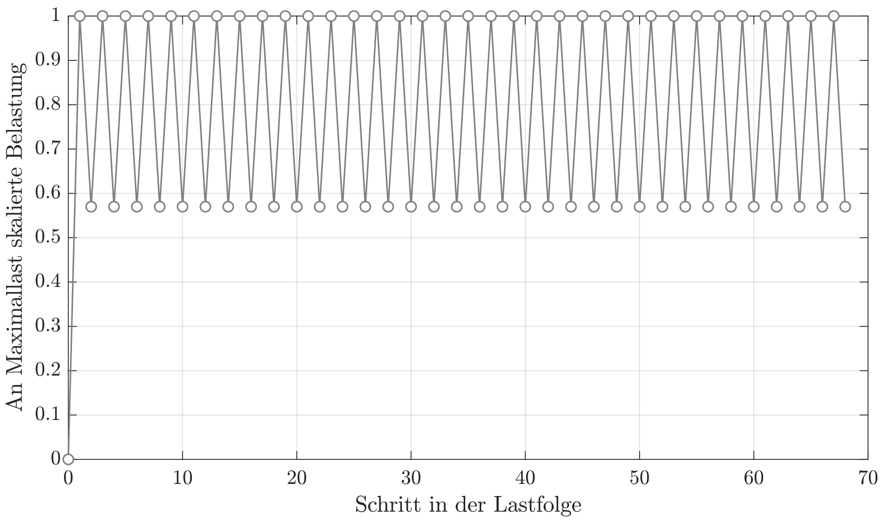


Abbildung B.1: Umkehrpunkte der Referenzlastfolge

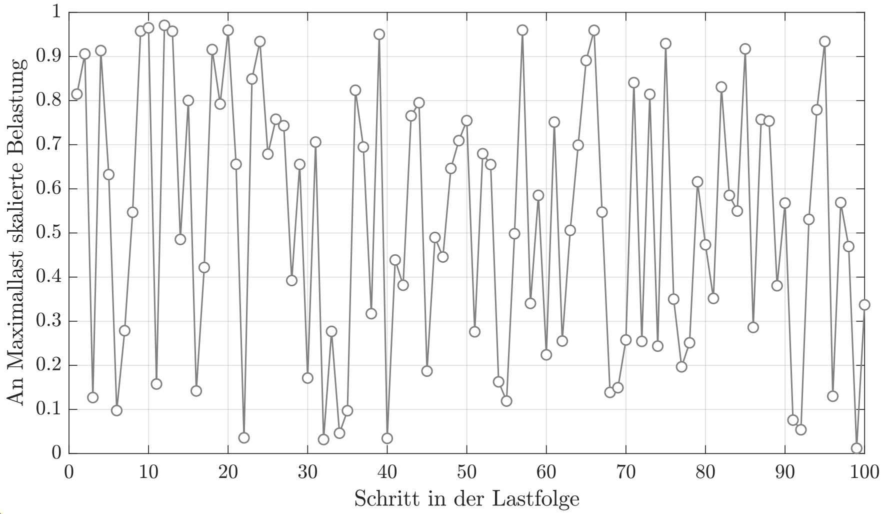


Abbildung B.2: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Gleichverteilung (LF1)

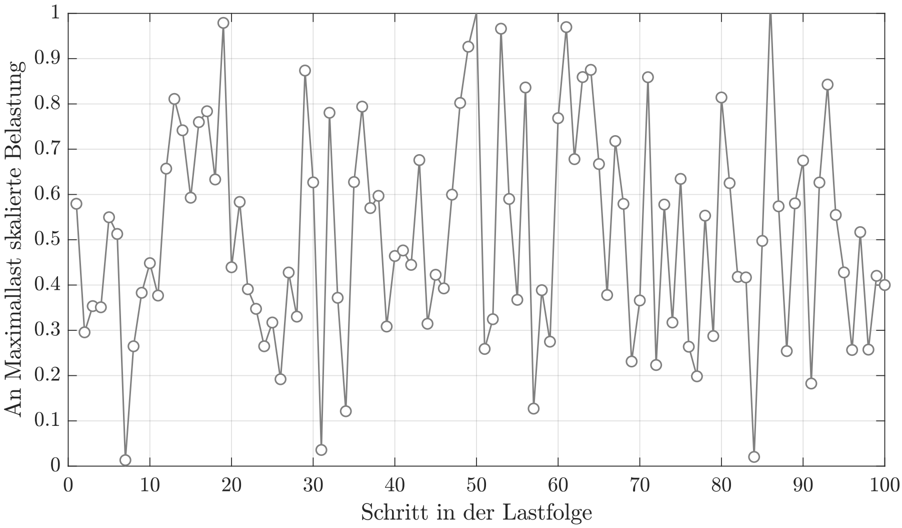


Abbildung B.3: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Normalverteilung (LF2)

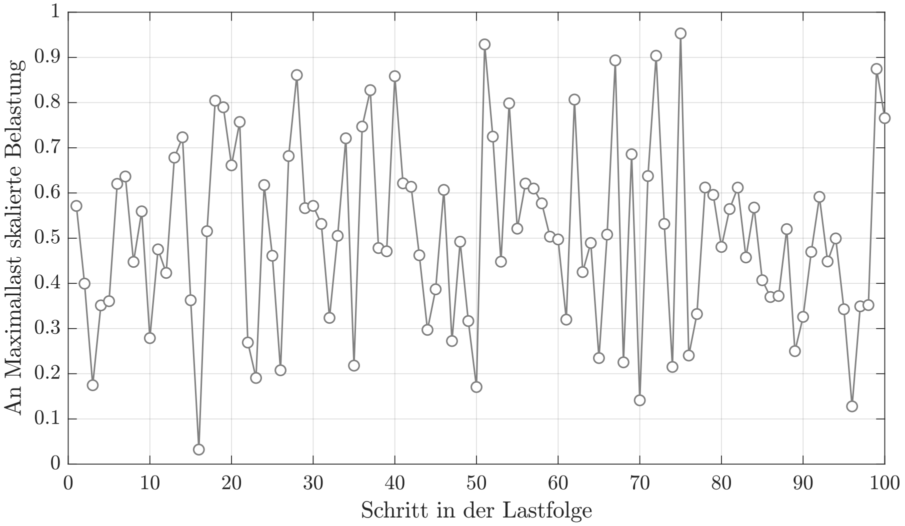


Abbildung B.4: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Logarithmischen Normalverteilung (LF3)

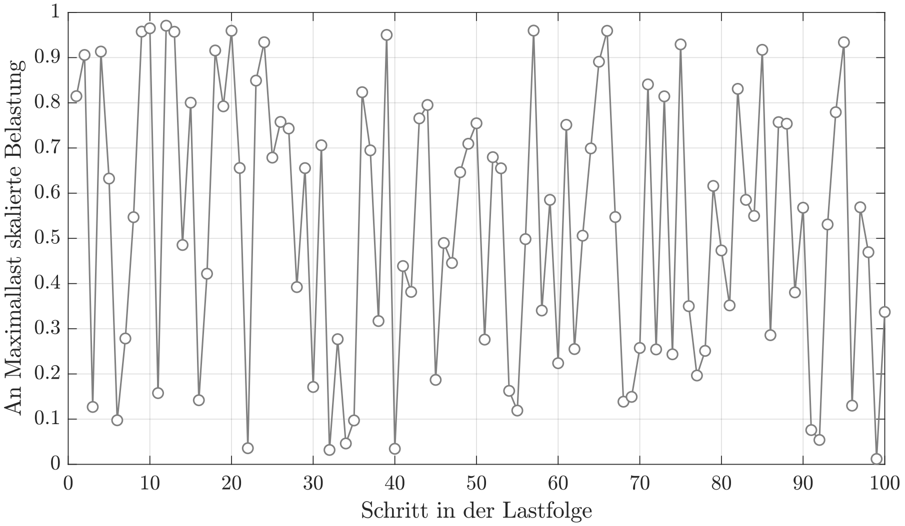


Abbildung B.5: Zufällige Lastfolge mit der Last aus Regalbeladung auf Basis der Gleichverteilung (LF4)

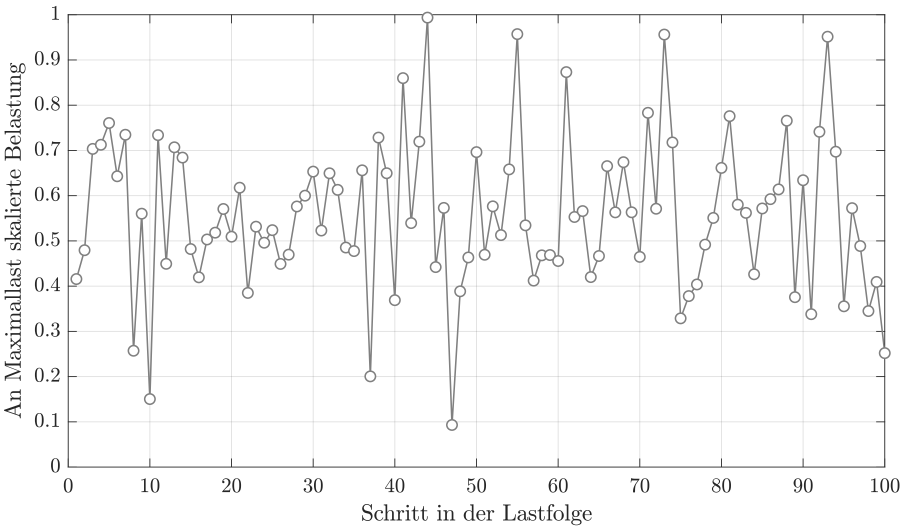


Abbildung B.6: Zufällige Lastfolge mit der Last aus Regalbeladung auf Basis der Normalverteilung (LF5)

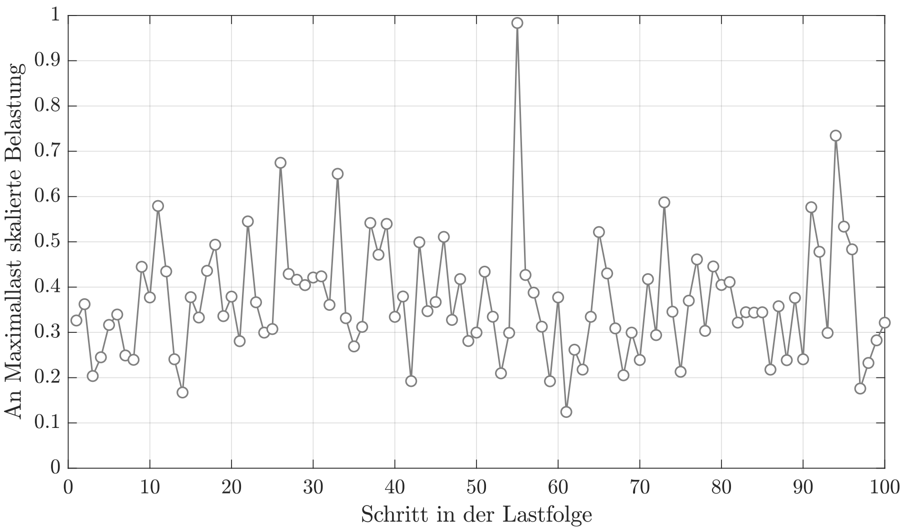


Abbildung B.7: Zufällige Lastfolge mit der Last aus Regalbeladung auf Basis der Logarithmischen Normalverteilung (LF6)

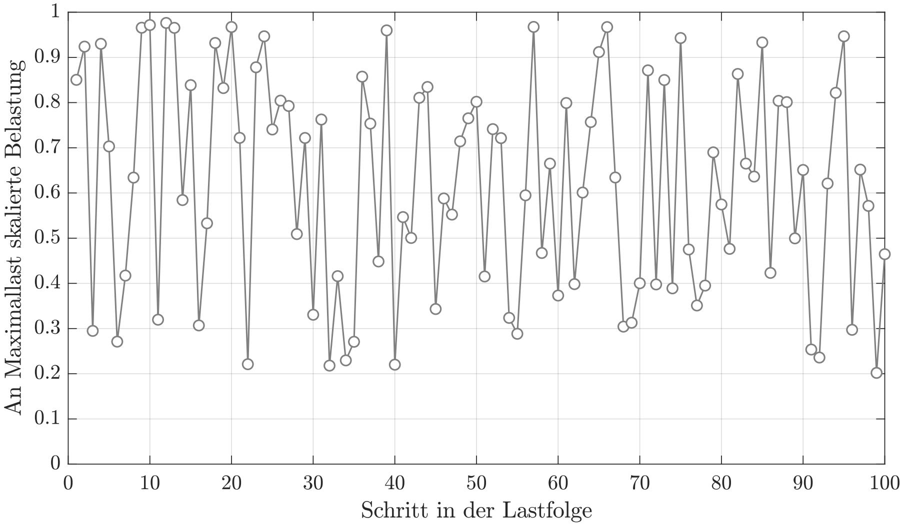


Abbildung B.8: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Gleichverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Gleichverteilung (LF7)

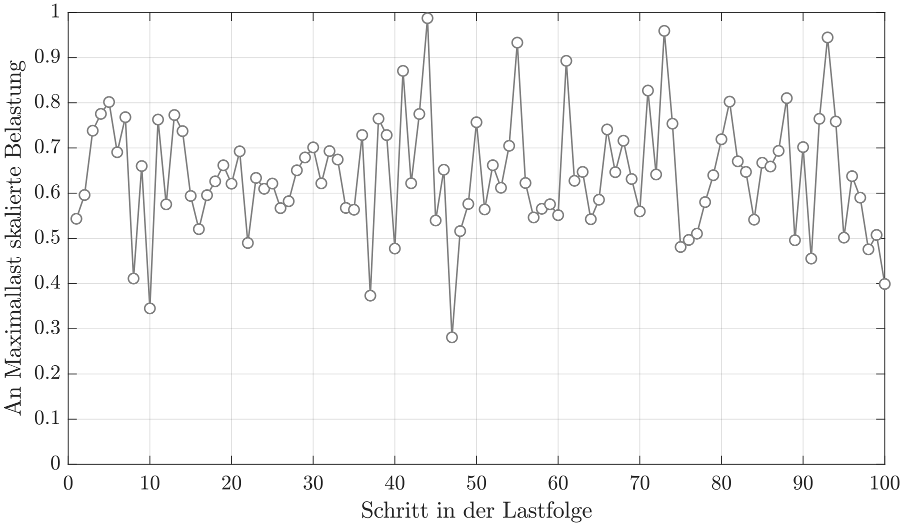


Abbildung B.9: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Gleichverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Normalverteilung (LF8)

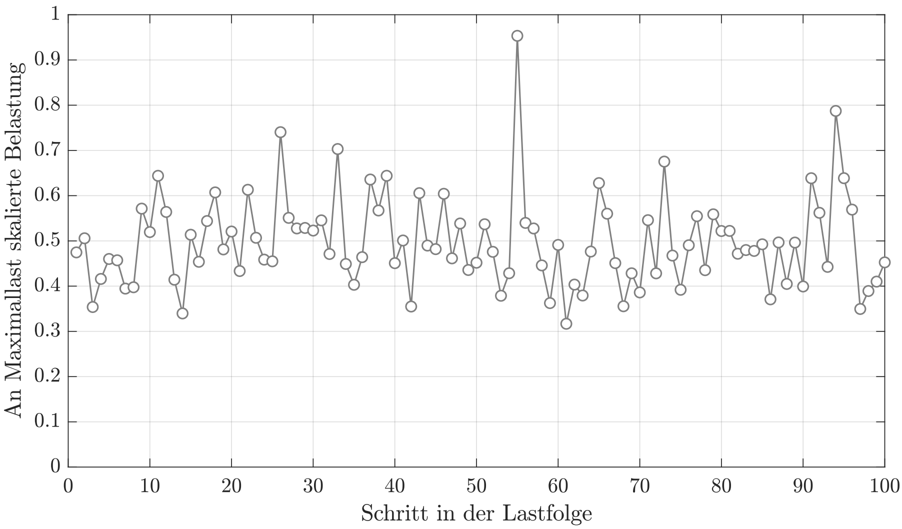


Abbildung B.10: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Gleichverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Logarithmischen Normalverteilung (LF9)

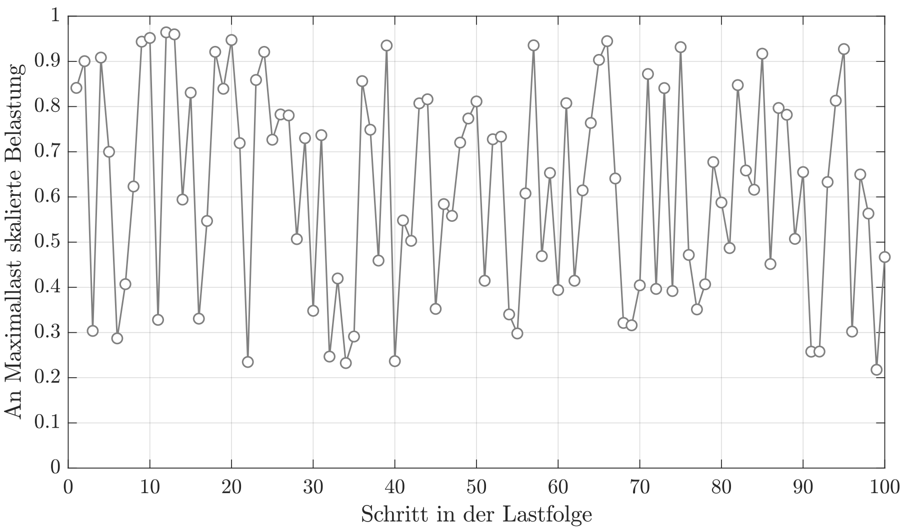


Abbildung B.11: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Gleichverteilung (LF10)

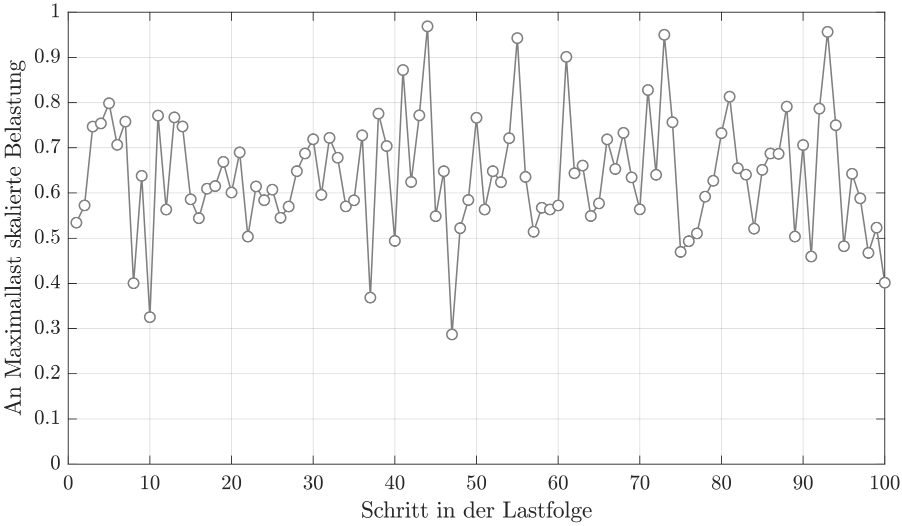


Abbildung B.12: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Normalverteilung (LF11)

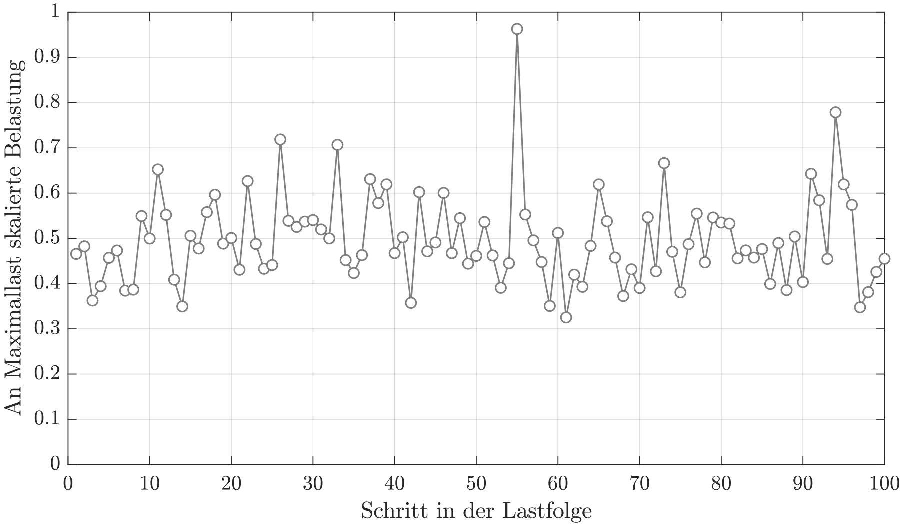


Abbildung B.13: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der logarithmischen Normalverteilung (LF12)

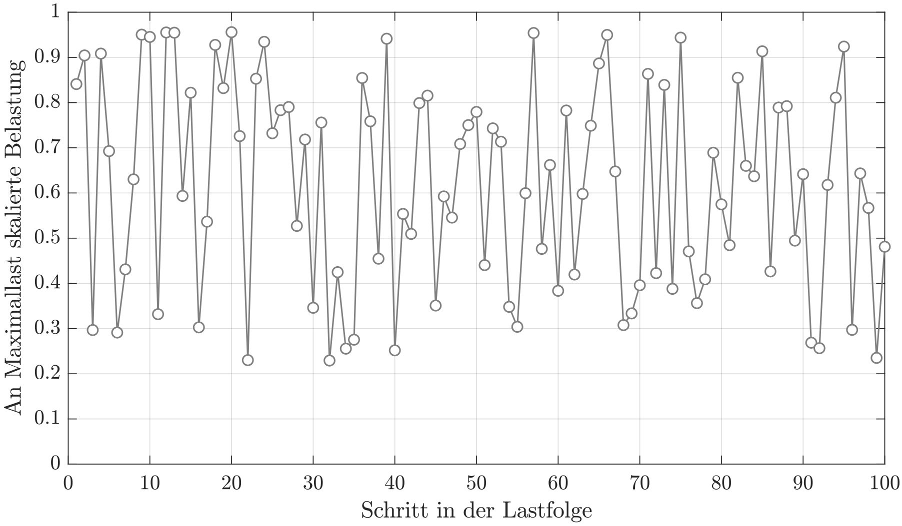


Abbildung B.14: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der logarithmischen Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Gleichverteilung (LF13)

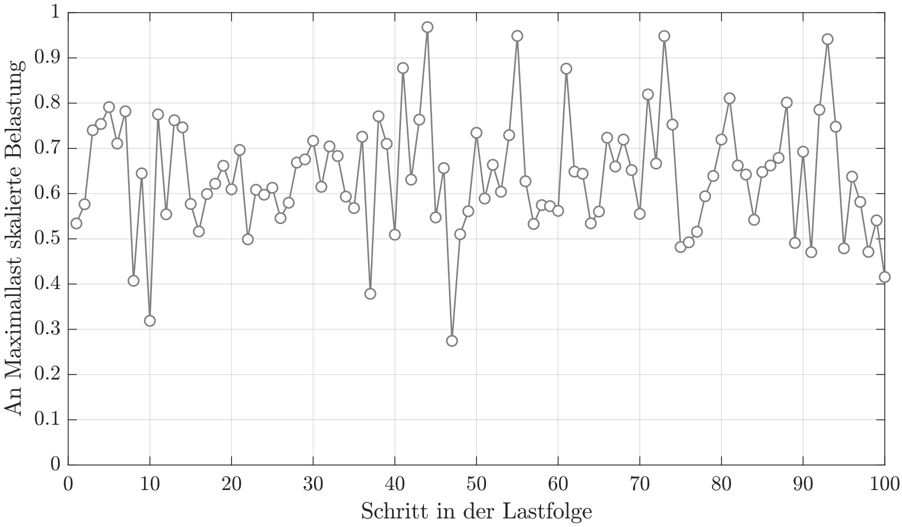


Abbildung B.15: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der logarithmischen Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Normalverteilung (LF14)

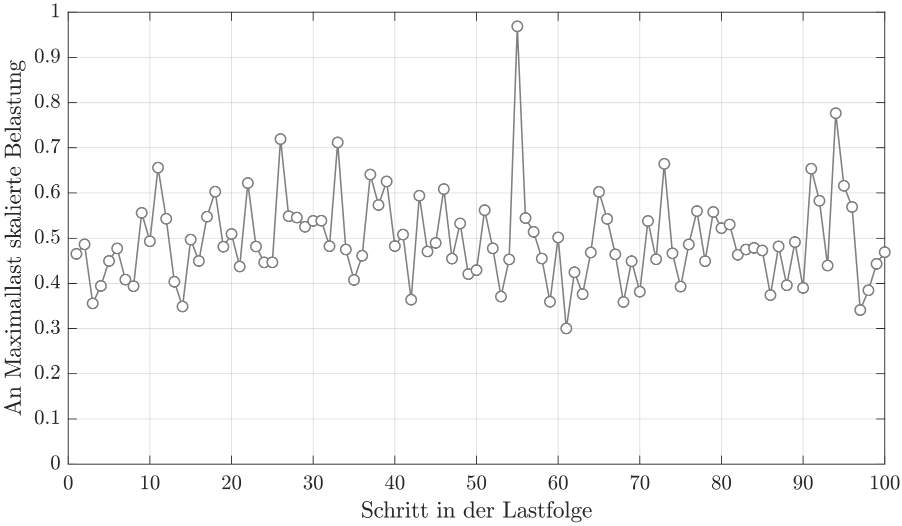


Abbildung B.16: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der logarithmischen Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Logarithmischen Normalverteilung (LF15)

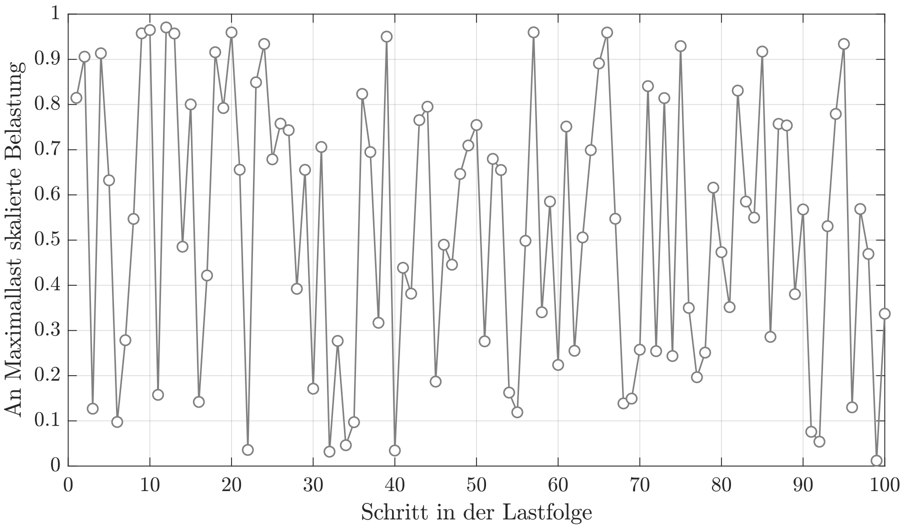


Abbildung B.17: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der logarithmischen Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Gleichverteilung (LF16)

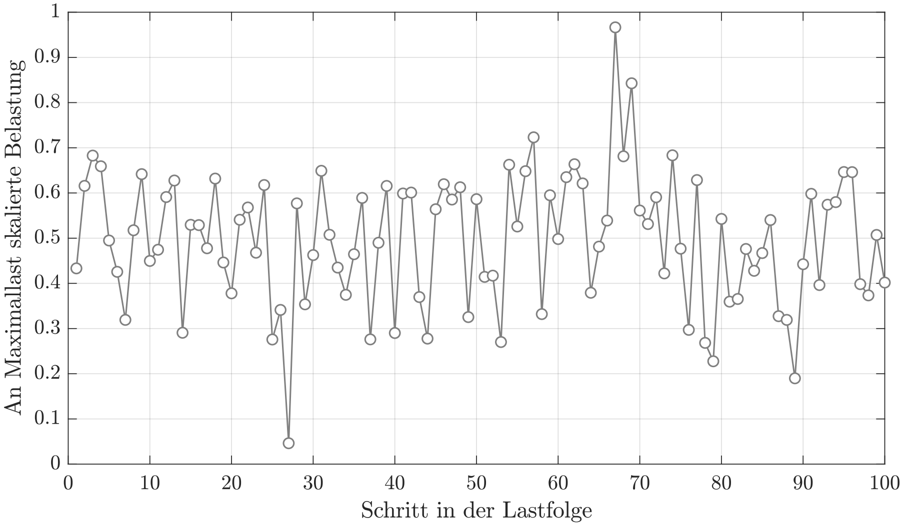


Abbildung B.18: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der logarithmischen Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Normalverteilung (LF17)

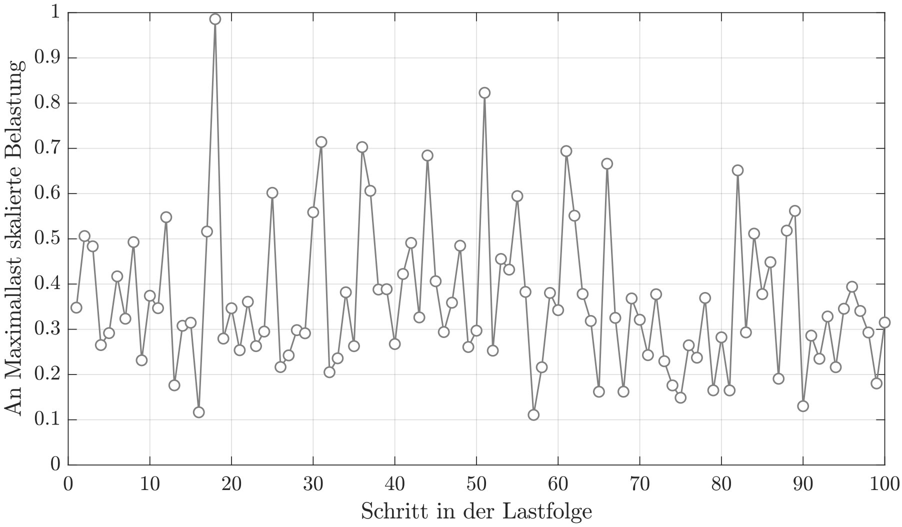
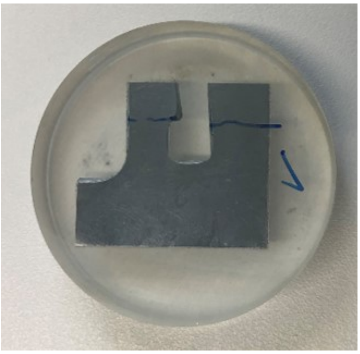
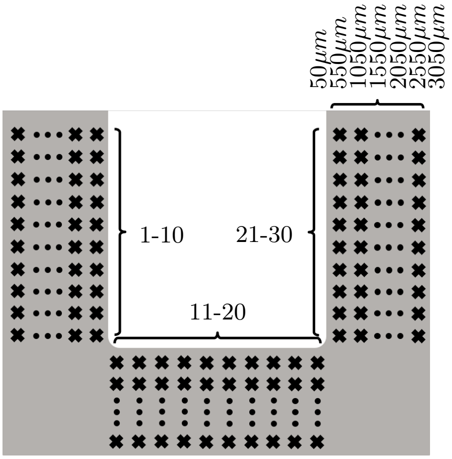


Abbildung B.19: Zufällige Lastfolge mit der Shuttlelast auf Basis der logarithmischen Normalverteilung und der Last aus Regalbeladung auf Basis der Logarithmischen Normalverteilung (LF18)

C Ergebnisse der Mikrohärteprüfung



(a) Eingebettet Probe



(b) Messpositionen

Abbildung C.1: Messpositionen bei der Mikrohärteprüfung an Probe aus dem Bereich der Stanzung A

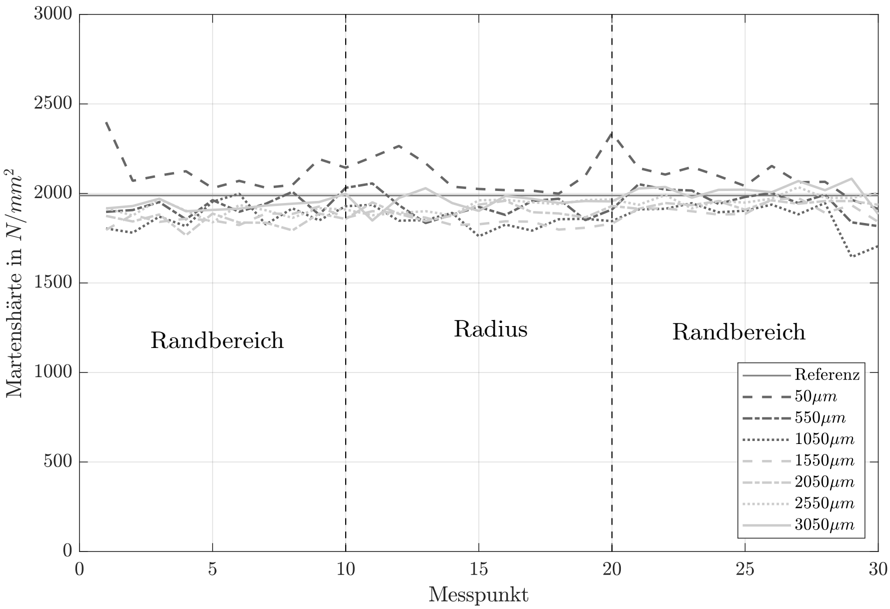


Abbildung C.2: Martenshärte HM im Bereich der Stanzung A

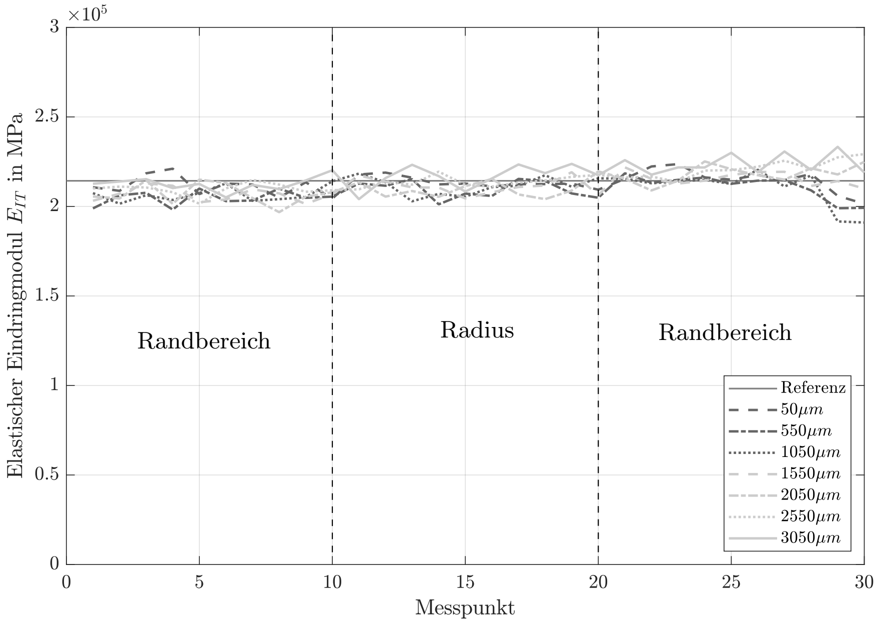


Abbildung C.3: Elastischer Eindringmodul E_{IT} in MPa im Bereich der Stanzung A

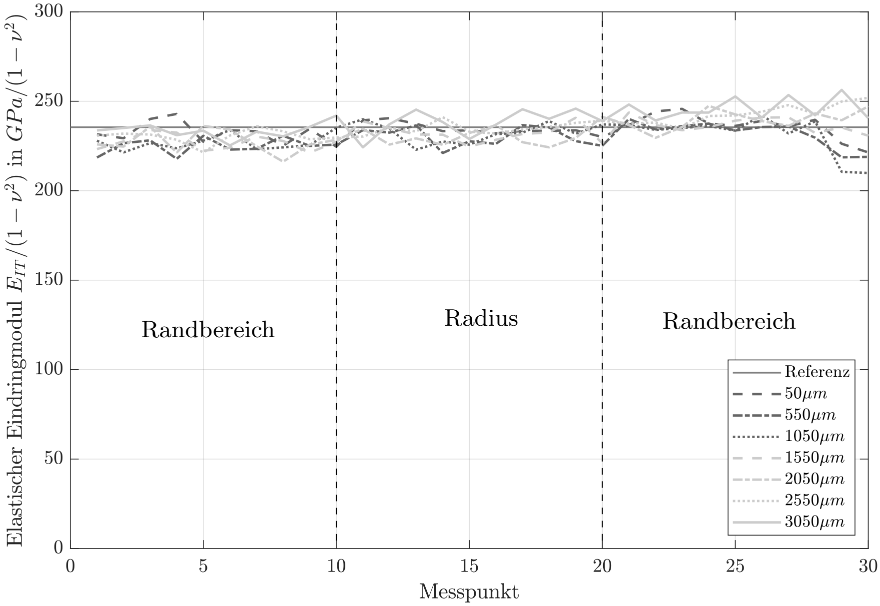
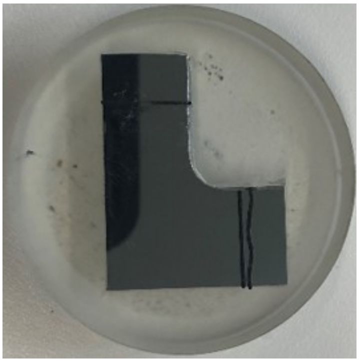
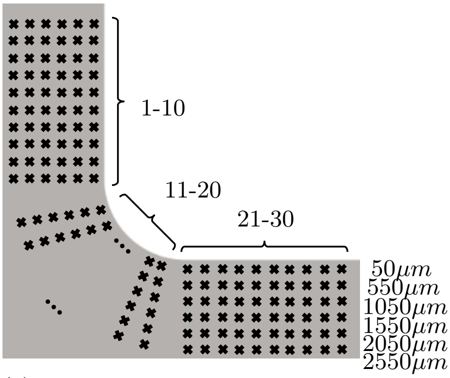


Abbildung C.4: Elastischer Eindringmodul $E_{IT}/(1-\nu^2)$ im Bereich der Stanzung A



(a) Eingebettet Probe



(b) Messpositionen

Abbildung C.5: Messpositionen bei der Mikrohärteprüfung an Probe aus dem Bereich der Stanzung B

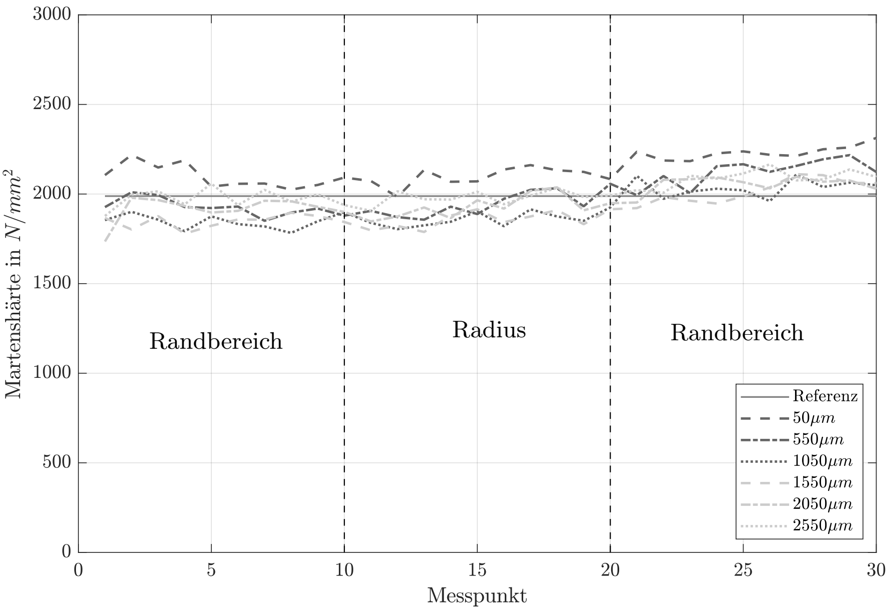


Abbildung C.6: Martenshärte HM im Bereich der Stanzung B

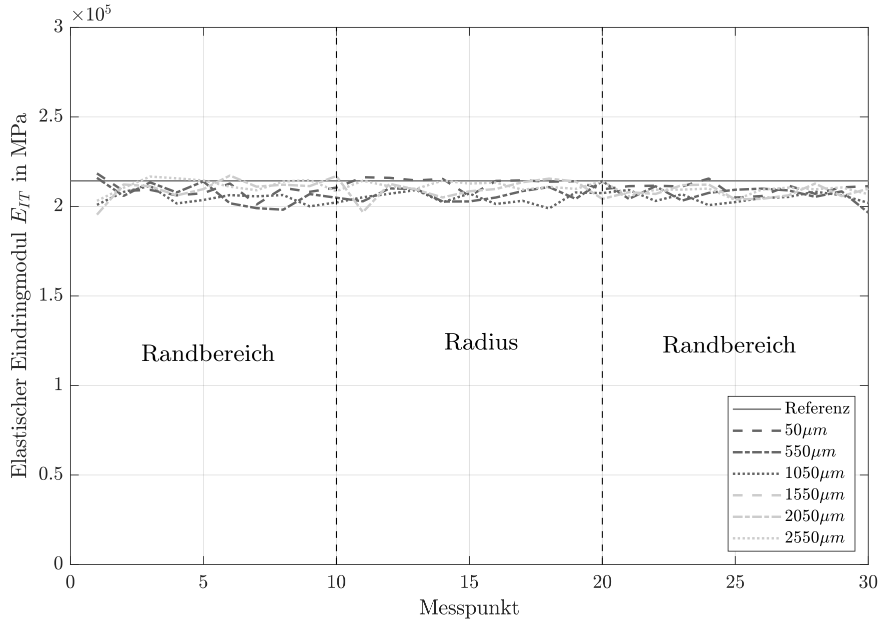


Abbildung C.7: Elastischer Eindringmodul E_{IT} in MPa im Bereich der Stanzung B

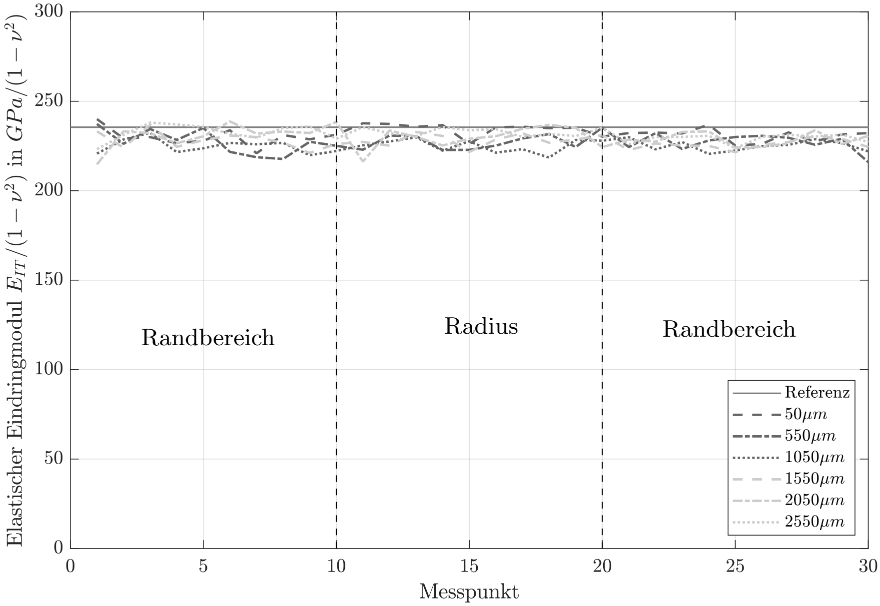
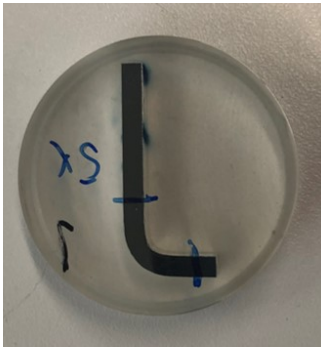
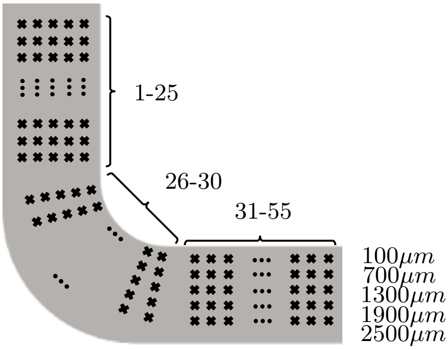


Abbildung C.8: Elastischer Eindringmodul $E_{IT}/(1-\nu^2)$ im Bereich der Stanzung B



(a) Eingebettet Probe



(b) Messpositionen

Abbildung C.9: Messpositionen bei der Mikrohärteprüfung an Probe aus dem Biegeradius

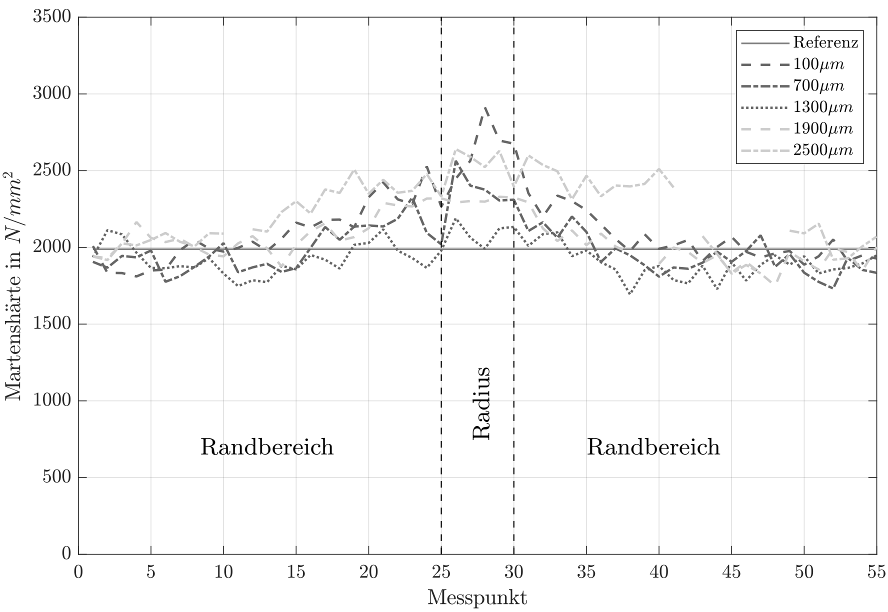


Abbildung C.10: Martenshärte HM im Biegeradius

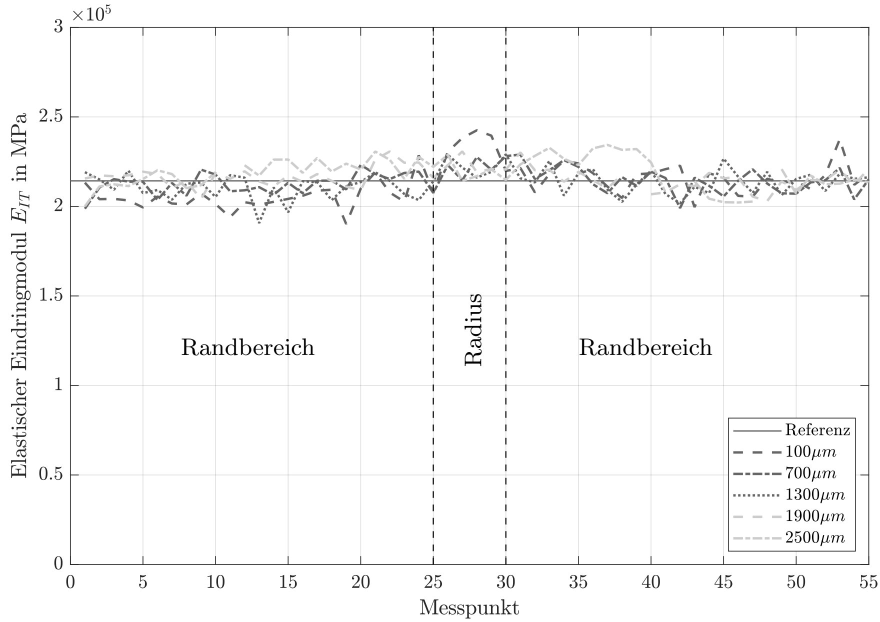


Abbildung C.11: Elastischer Eindringmodul E_{IT} in MPa im Biegeradius

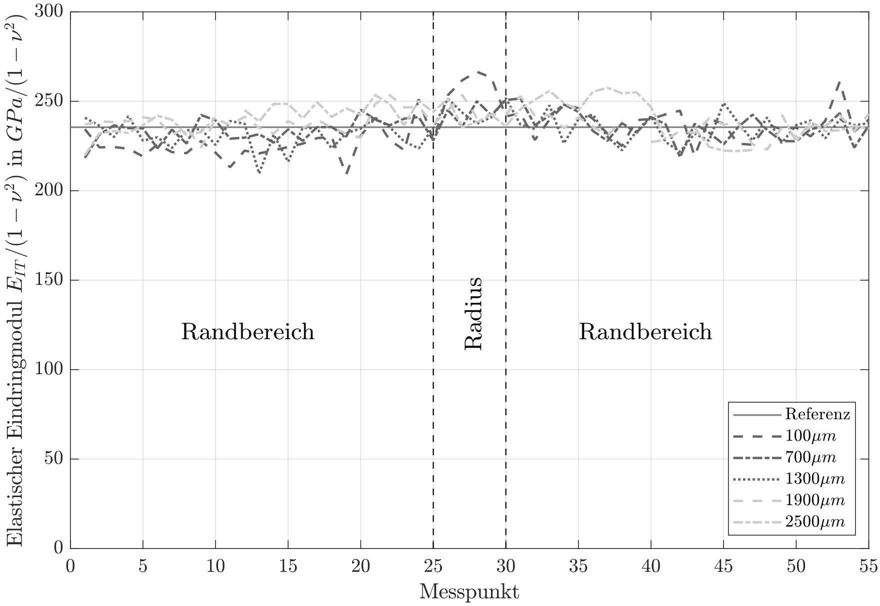


Abbildung C.12: Elastischer Eindringmodul $E_{IT}/(1-\nu^2)$ im Biegeradius

D Ergebnisse der Rauheitsmessung

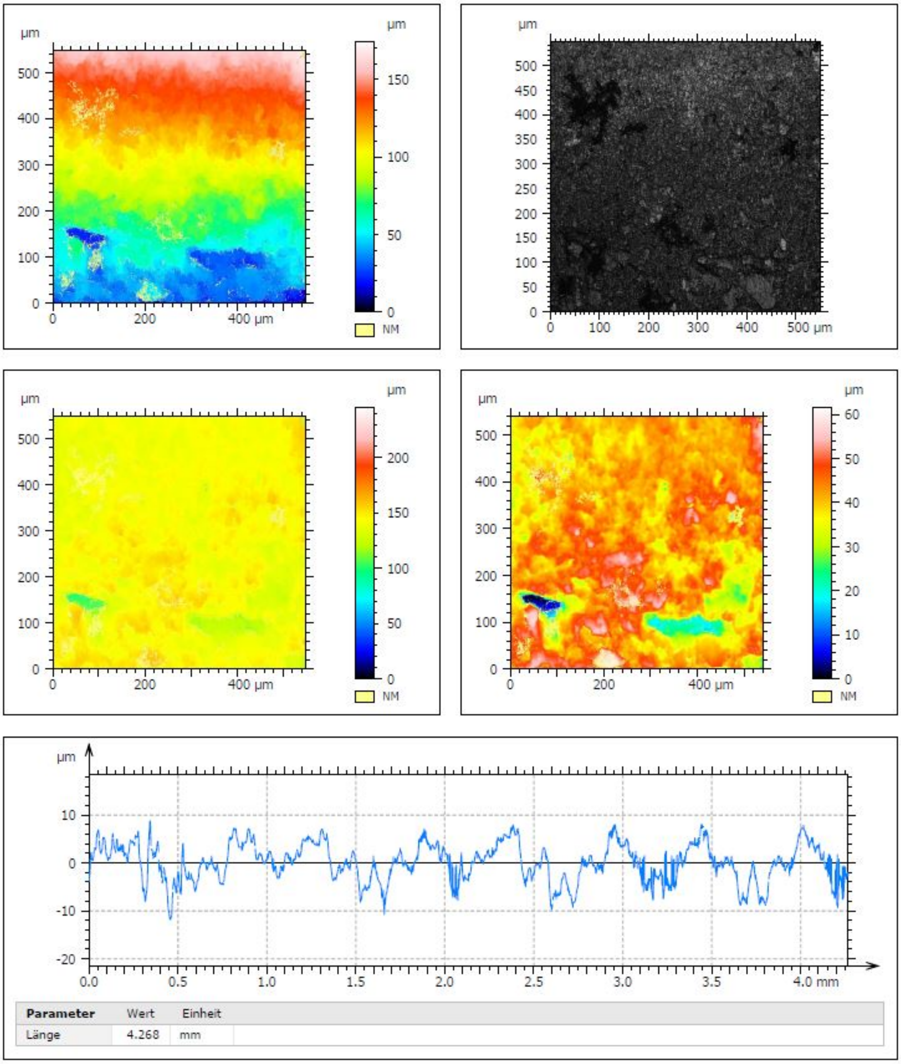


Abbildung D.1: Ergebnis der Rauheitsmessung an der abgescherten Oberfläche der Stanzung A - Rauheitsprofil

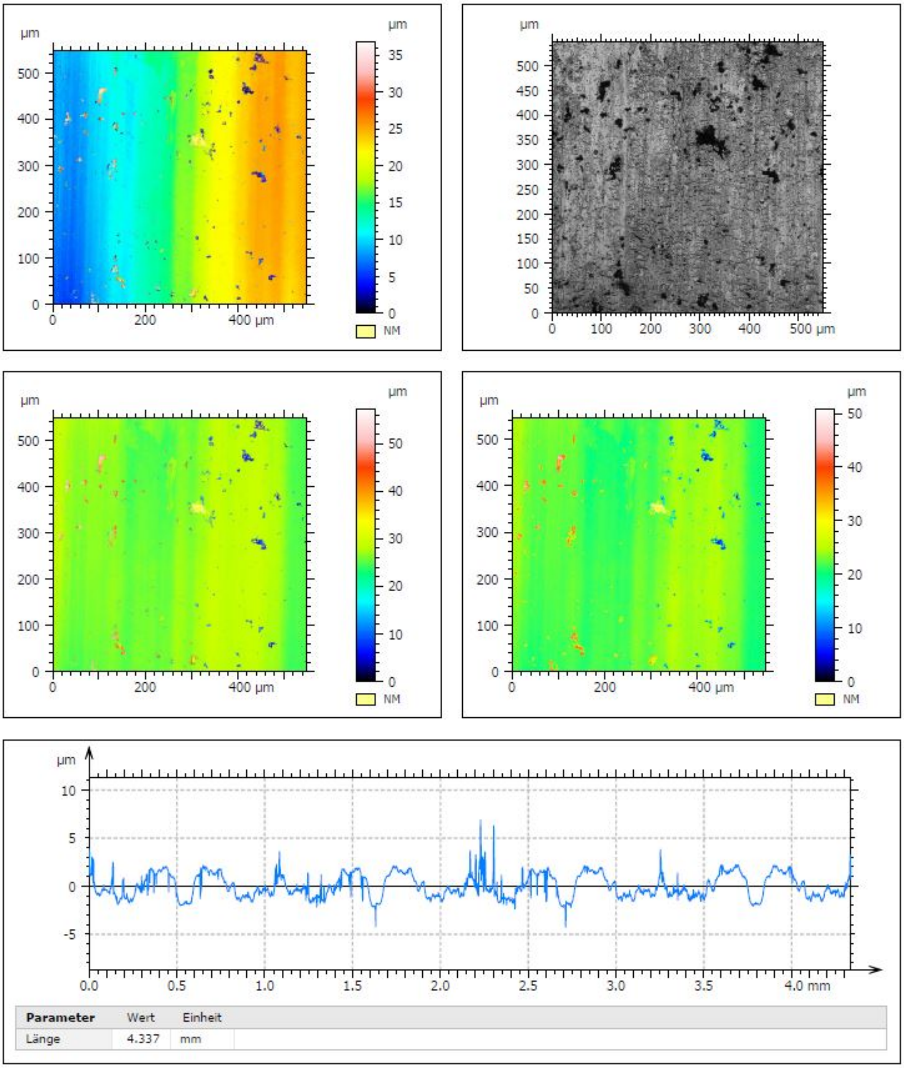


Abbildung D.2: Ergebnis der Rauheitsmessung an der abgescherten Oberfläche der Stanzung A - Rauheitswerte

ISO 4287			
Amplituden-Parameter - Rauheitsprofil			
Ra	2.567	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Rq	3.192	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Rz	15.428	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Amplituden-Parameter - Welligkeitsprofil			
Wa	1.069	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Wq	1.243	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Wz	4.150	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Wa	1.069	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*

Abbildung D.3: Ergebnis der Rauheitsmessung an der geschnittenen Oberfläche der Stanzung A - Rauheitsprofil

ISO 4287			
Amplituden-Parameter - Rauheitsprofil			
Ra	0.942	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Rq	1.151	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Rz	7.430	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Amplituden-Parameter - Welligkeitsprofil			
Wa	0.227	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Wq	0.259	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Wz	0.870	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*
Wa	0.227	µm	*Gauß-Filter, 0.8 mm*

Abbildung D.4: Ergebnis der Rauheitsmessung an der geschnittenen Oberfläche der Stanzung A - Rauheitswerte

E Ergebnisse der Zugversuche

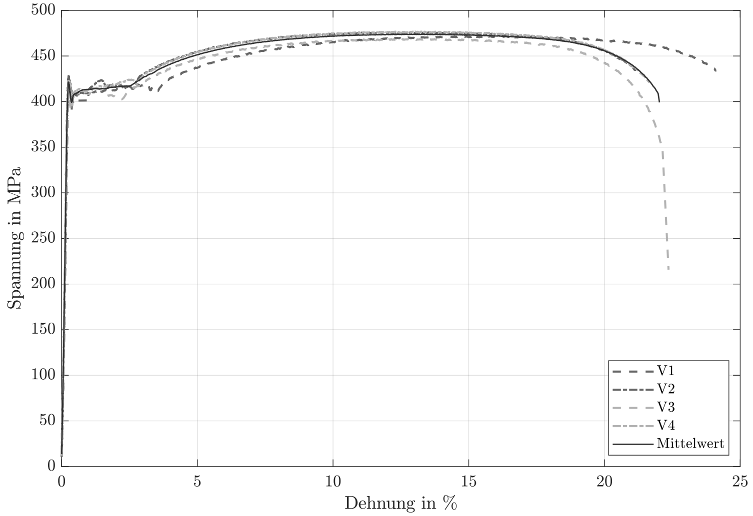


Abbildung E.1: Darstellung der Spannungs-Dehnungskurve aus den Zugversuchen V1 bis V4 sowie dem Mittelwert aus allen 16 Versuchen

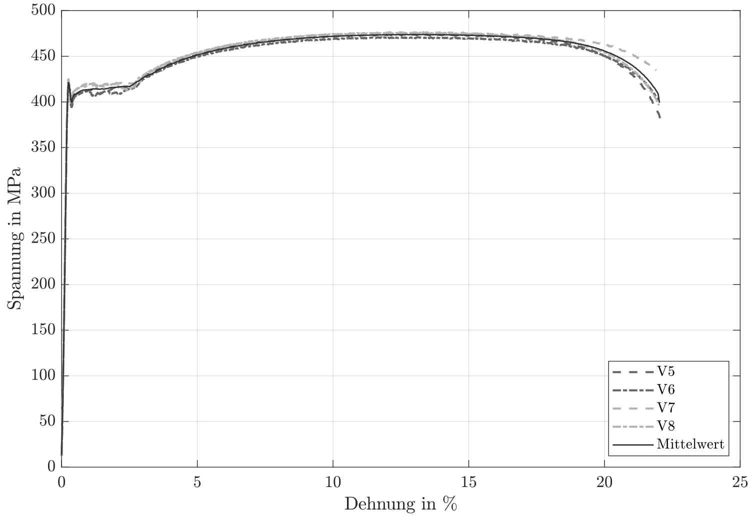


Abbildung E.2: Darstellung der Spannungs-Dehnungskurve aus den Zugversuchen V5 bis V8 sowie dem Mittelwert aus allen 16 Versuchen

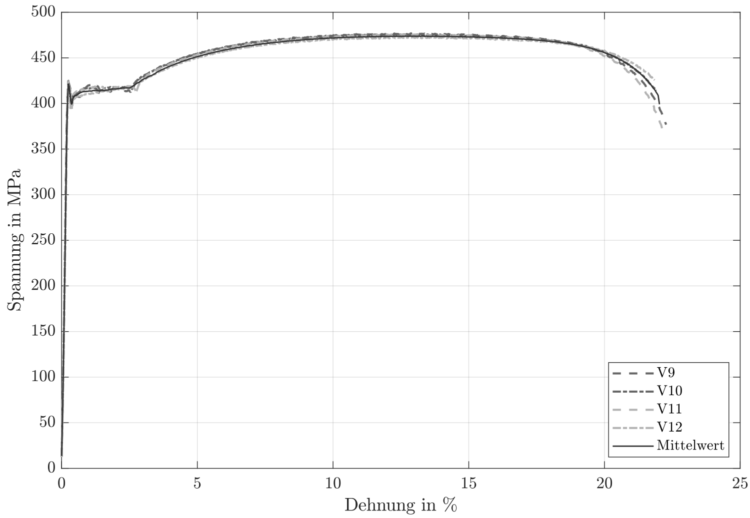


Abbildung E.3: Darstellung der Spannungs-Dehnungskurve aus den Zugversuchen V9 bis V12 sowie dem Mittelwert aus allen 16 Versuchen

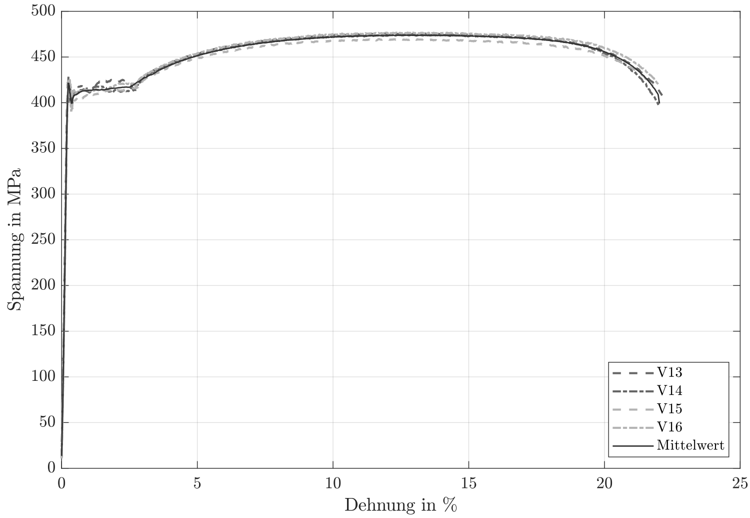


Abbildung E.4: Darstellung der Spannungs-Dehnungskurve aus den Zugversuchen V13 bis V16 sowie dem Mittelwert aus allen 16 Versuchen

Tabelle E.1: Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche - Teil 1

Versuch	Anfangsfläche	Anfangsmesslänge	0.2%-Dehngrenze	obere Fließgrenze	untere Fließgrenze	Bruchgrenze
V_i	A_0	l_0	$R_{p0,2}$	R_{eH}	R_{eL}	R_m
-	mm^2	mm	MPa	MPa	MPa	MPa
1	61.63	90.01	416.06	422.05	390.23	472.56
2	61.19	90.02	400.19	428.69	396.15	476.76
3	62.15	90.03	407.97	417.69	392.48	468.77
4	61.25	90.03	399.88	423.62	394.82	477.50
5	61.65	90.02	413.65	419.88	395.81	474.61
6	61.81	90.02	394.83	419.35	393.44	471.37
7	61.57	90.03	411.20	424.07	398.43	477.03
8	61.04	90.03	401.53	425.73	399.56	476.52
9	61.49	90.03	416.50	424.41	401.59	477.30
10	61.19	90.03	403.57	424.97	398.31	476.18
11	61.15	90.03	410.72	425.36	394.06	476.20
12	62.06	90.02	392.25	419.76	394.29	473.09
13	61.09	90.03	400.39	428.28	400.10	476.11
14	61.80	90.03	397.47	422.75	397.03	475.49
15	62.11	90.03	409.62	419.33	390.44	469.76
16	61.63	90.03	397.00	426.23	404.94	477.02
Mittelwert	61.55	90.03	404.55	423.26	396.35	474.77
Standardabw.	0.37168	0.00549	7.74242	3.32880	4.01896	2.80207
Variationskoeff.	0.6039 %	0.0061 %	1,9138 %	0,7865 %	1,0140 %	0,5902 %
Anzahl n	16	16	16	16	16	16
$k_{n=16}$	1.824	1.824	1.824	1.824	1.824	1.824
Charakteristisch	60.87	90.02	390.43	417.19	389.02	469.66

Tabelle E.2: Ergebnisse der quasi-statischen Zugversuche - Teil 2

Versuch	Bruchkraft	E-Modul	Dehnung bei R_{eH}	Dehnung bei R_{eL}	Bruchdehnung	Gleichmaßdehnung	Verfestigungsexp.
V_i	F_{max}	E	ε_{ReH}	ε_{ReL}	ε_{Rm}	A_g	n
-	kN	MPa	%	%	%	%	
1	29.12	202623	0.27209	0.37209	15.14371	14.91049	0.138983322
2	29.17	206449	0.27254	0.39051	12.84922	12.61829	0.118833956
3	29.13	213036	0.25358	0.32523	12.14445	11.92441	0.112653503
4	29.24	217306	0.25374	0.37272	12.50849	12.28875	0.115903531
5	29.26	220340	0.25183	0.34437	13.49259	13.27719	0.124667632
6	29.14	221260	0.25262	0.36995	12.25825	12.04521	0.11373229
7	29.37	223501	0.24344	0.35851	13.25047	13.03704	0.122545348
8	29.09	220083	0.25094	0.30723	13.42844	13.21192	0.124091317
9	29.35	225984	0.24913	0.37958	12.86595	12.65474	0.119157584
10	29.14	220155	0.25177	0.37564	12.88257	12.66628	0.119259987
11	29.12	216434	0.24713	0.33070	12.83108	12.61106	0.118769755
12	29.36	215161	0.26376	0.37393	14.60060	14.38072	0.13436234
13	29.08	218470	0.24887	0.30346	12.60846	12.39053	0.116809502
14	29.39	217514	0.25734	0.36255	12.89773	12.67913	0.11937407
15	29.18	216754	0.25213	0.35538	13.32348	13.10675	0.123161898
16	29.40	219961	0.29732	0.36426	13.11806	12.90119	0.121342846
Mittelwert	29.22	217189	0.25739	0.35538	13.13772	12.91898	0.121478
Standardabw.	0.11553	5887	0.01342	0.02603	0.78452	0.78196	0.006896
Variationskoeff.	0,3953 %	2,7108 %	5,2158 %	7,3233 %	5,9715 %	6,0528 %	5,6764 %
Anzahl n	16	16	16	16	16	16	16
$k_{n=16}$	1.824	1.824	1.824	1.824	1.824	1.824	1.824
Charakt.	29.01	206450.67	0.23	0.31	11.71	11.49	0.10890

F Ergebnisse der zyklischen Versuche

Tabelle F.1: Versuchsergebnisse aus den spannungsgeregelten Treppenstufenversuchen

Versuchsnummer [−]	Versuchshorizont $[MPa]$	Versuchsausgang [−]	Lastwechsel [−]
1	170,00	Durchläufer	1000000
2	180,00	Durchläufer	1000000
3	190,00	Durchläufer	1000000
4	201,67	Durchläufer	1000000
5	213,33	Durchläufer	1000000
6	225,00	Bruch	942061
7	213,33	Durchläufer	1000000
8	225,00	Bruch	971796
9	213,33	Durchläufer	1000000
10	225,00	Bruch	985625
11	213,33	Durchläufer	1000000
12	225,00	Bruch	965849

Tabelle F.2: Ergebnisse der Auswertung der Dauerfestigkeit nach unterschiedlichen Auswertemethoden

Methode	$\sigma_{D,50\%}$	$\sigma_{D,97.5\%}$
Dixon Mood	218.62 MPa	207.47 MPa
Erweitert Hück	218.86 MPa	205.27 MPa
Deubelbeiss	207.10 MPa	173.08 MPa
ML $V1 - V12$	207.92 MPa	172.76 MPa
ML $V5 - V12$	219.17 MPa	207.73 MPa

Tabelle F.3: Bestimmung der Werte für die linearen Regression zur Bestimmung der zyklischen Kennwerte der ZSDK mit einem verwendeten E-Modul von $E = 206000 MPa$

Versuch	$\varepsilon_{a,t}$	$\sigma_{a,t}$	$\varepsilon_{a,p}$	$\log(\sigma_{a,t})$	$\log(\varepsilon_{a,p})$
-	[-]	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]
1	0.17	284.314	0.000319835	2.453798245	-3.495074078
2	0.17	285.317	0.000314966	2.455327649	-3.501736298
3	0.17	287.387	0.000304917	2.458467119	-3.515817684
4	0.17	290.953	0.000287607	2.46382284	-3.541200856
5	0.20	280.637	0.000637684	2.448144929	-3.195394162
6	0.20	276.569	0.000657432	2.441803499	-3.182149135
7	0.20	283.315	0.000624684	2.452269569	-3.204339293
8	0.20	270.234	0.000688184	2.43173999	-3.162295135
9	0.40	365.801	0.002224267	2.563244888	-2.652813083
10	0.40	350.106	0.002300456	2.544199554	-2.638186010
11	0.40	359.476	0.002254971	2.555669901	-2.646859063
12	0.40	369.066	0.002208417	2.567104038	-2.655918825
13	0.60	405.998	0.004029136	2.608523894	-2.394788082
14	0.60	411.293	0.004003432	2.614151318	-2.397567540
15	0.60	403.905	0.004039296	2.606279229	-2.393694308
16	0.60	408.076	0.004019049	2.610741054	-2.395876748

Tabelle F.4: Eingangswerte in dem Maximum Likelihood Algorithmus zur Bestimmung der Kennwerte der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie nach P_{RAM}

Versuch	$\varepsilon_{a,t}$	$\sigma_{a,t}$	N	P_{RAM}
-	-	MPa	-	-
1	0.0017	284.31	48232	315.54
2	0.0017	285.32	53477	316.10
3	0.0017	287.39	51314	317.24
4	0.0017	290.95	43377	319.20
5	0.0020	280.64	40416	340.03
6	0.0020	276.57	41445	337.56
7	0.0020	283.32	34897	341.65
8	0.0020	270.23	52594	333.67
9	0.0040	365.80	2361	549.02
10	0.0040	350.11	1846	537.11
11	0.0040	359.48	2028	544.25
12	0.0040	369.07	1658	551.46
13	0.0060	406.00	848	708.39
14	0.0060	411.29	958	712.99
15	0.0060	403.91	1128	706.56
16	0.0060	408.08	997	710.20

Tabelle F.5: Auswertung der Dehnungs-Wöhlerlinie nach SEP1240

Versuch	N	$\varepsilon_{a,t}$	$\varepsilon_{a,e}$	$\varepsilon_{a,p}$
-	-	-	-	-
1	48232	0.0017	0.0013091	0.0003909
2	53477	0.0017	0.0013137	0.0003863
3	51314	0.0017	0.0013232	0.0003768
4	43377	0.0017	0.0013396	0.0003604
5	40416	0.002	0.0012921	0.0007079
6	41445	0.002	0.0012734	0.0007266
7	34897	0.002	0.0013045	0.0006955
8	52594	0.002	0.0012442	0.0007558
9	2361	0.004	0.0016843	0.0023157
10	1846	0.004	0.0016120	0.0023880
11	2028	0.004	0.0016551	0.0023449
12	1658	0.004	0.0016993	0.0023007
13	848	0.006	0.0018693	0.0041307
14	958	0.006	0.0018937	0.0041063
15	1128	0.006	0.0018597	0.0041403
16	997	0.006	0.0018789	0.0041211

Tabelle F.6: Ergebnisse der Kennwerte der Dehnungs-Wöhlerlinie aus dem Incremental Step Test V1

Kennwert	Block 4	Block 32	Mittelwert
$\sigma_f^{'}$	712.155	712.155	712.155
$\varepsilon_f^{'}$	0.59	0.59	0.59
b	-0.0694	-0.0735	-0.0725
c	-0.6528	-0.6323	-0.6288

Tabelle F.7: Ergebnisse der Kennwerte der Dehnungs-Wöhlerlinie aus dem Incremental Step Test V2

Kennwert	Block 4	Block 40	Mittelwert
$\sigma_f^{'}$	712.155	712.155	712.155
$\varepsilon_f^{'}$	0.59	0.59	0.59
b	-0.0723	-0.0758	-0.0752
c	-0.6387	-0.6211	-0.6240

G Ergebnisse der Umformsimulation

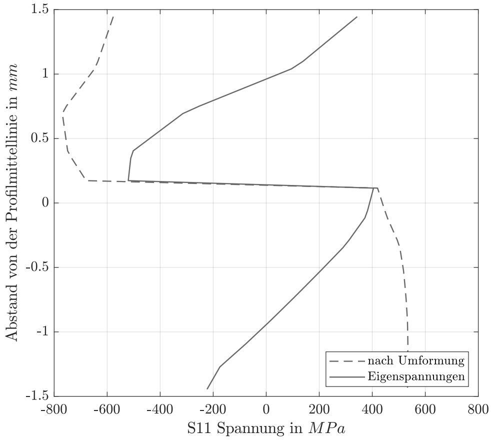


Abbildung G.1: Spannungsverteilung S11 über den QS am Biegeradius nach Umformung und Rückfederung

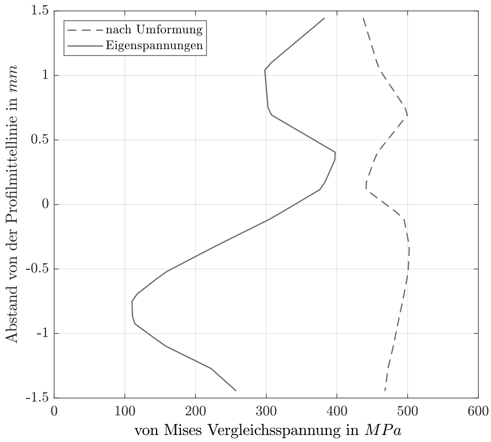


Abbildung G.2: Spannungsverteilung von Mises über den QS am Biegeradius nach Umformung und Rückfederung

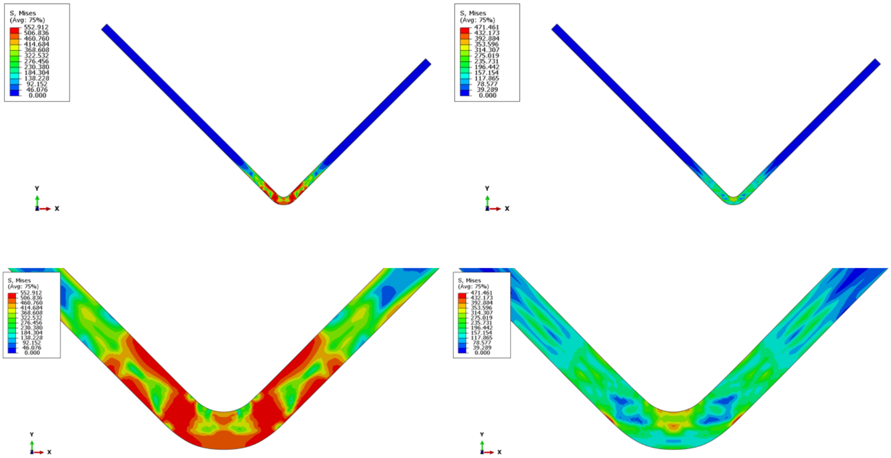


Abbildung G.3: Von Mises Vergleichsspannung nach der Umformung (links) und nach der Rückfederung (rechts)

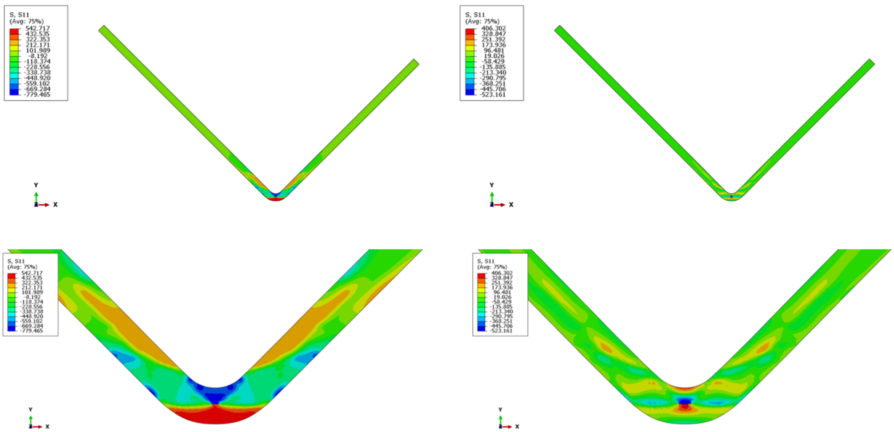


Abbildung G.4: Spannung S11 nach der Umformung (links) und nach der Rückfederung (rechts)

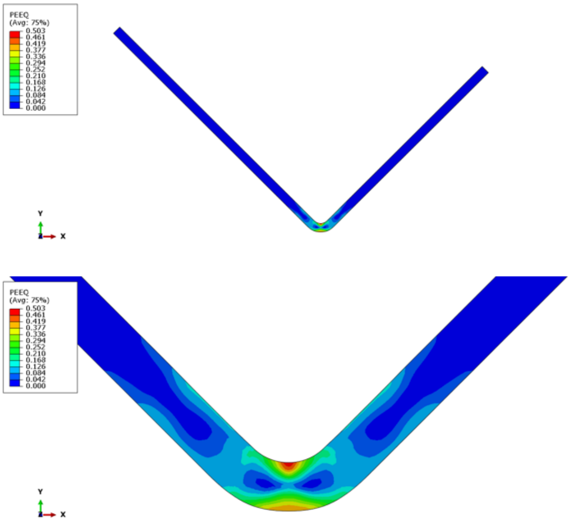


Abbildung G.5: Äquivalente plastische Dehnung nach Rückfederung

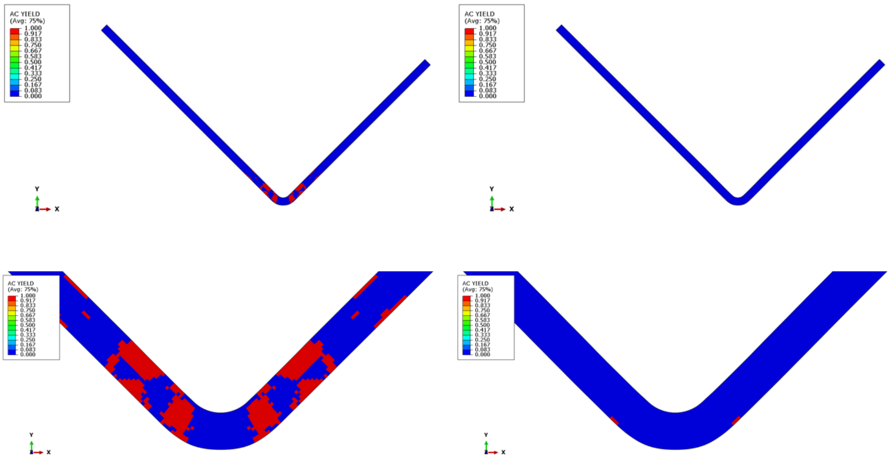


Abbildung G.6: AC YIELD nach der Umformung (links) und nach der Rückfederung (rechts)

H Ergebnisse der Netzkonvergenzstudie und des Spannungsgradienten

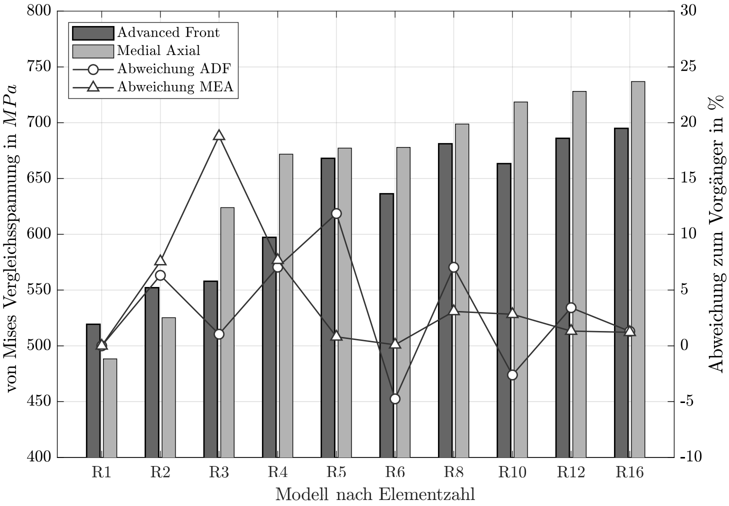


Abbildung H.1: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D8R

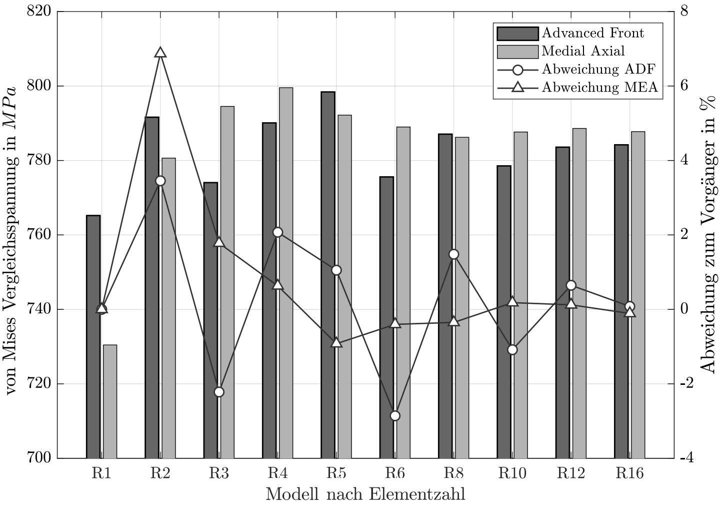


Abbildung H.2: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D20R

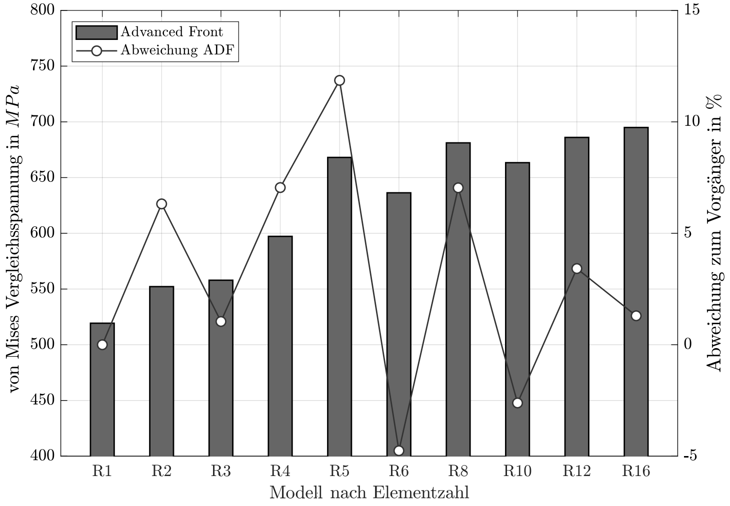


Abbildung H.3: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D8R und der Vernetzungsmethode Advanced Front

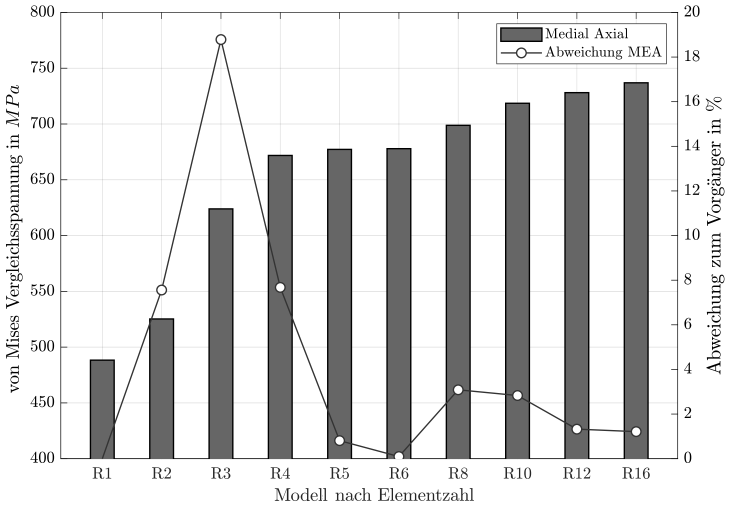


Abbildung H.4: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D8R und der Vernetzungsmethode Medial Axial

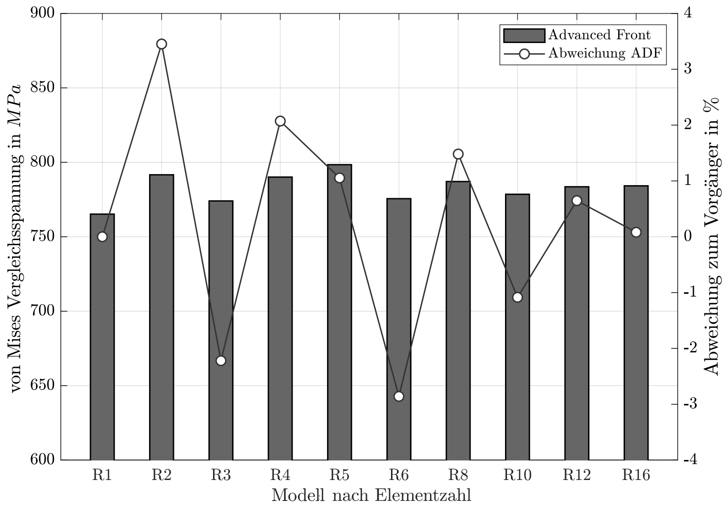


Abbildung H.5: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D20R und der Vernetzungsmethode Advanced Front

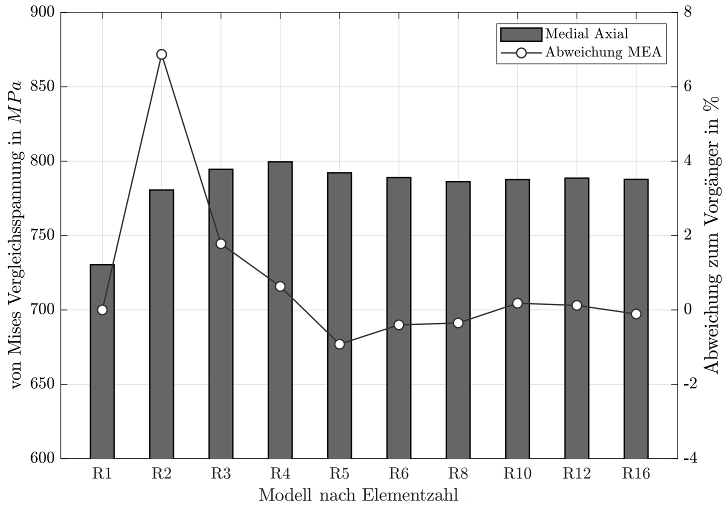


Abbildung H.6: Netzkonvergenz für den Elementtyp C3D20R und der Vernetzungsmethode Medial Axial

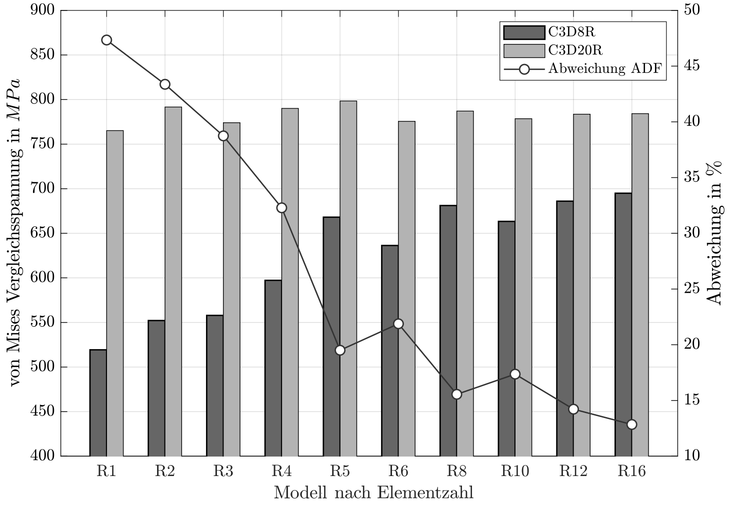


Abbildung H.7: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenz für die Vernetzungsmethode Advanced Front

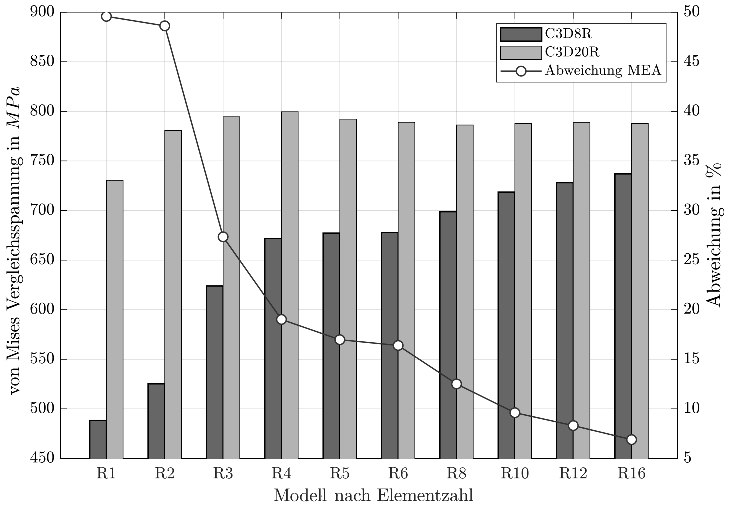


Abbildung H.8: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenz für die Vernetzungsmethode Medial Axial

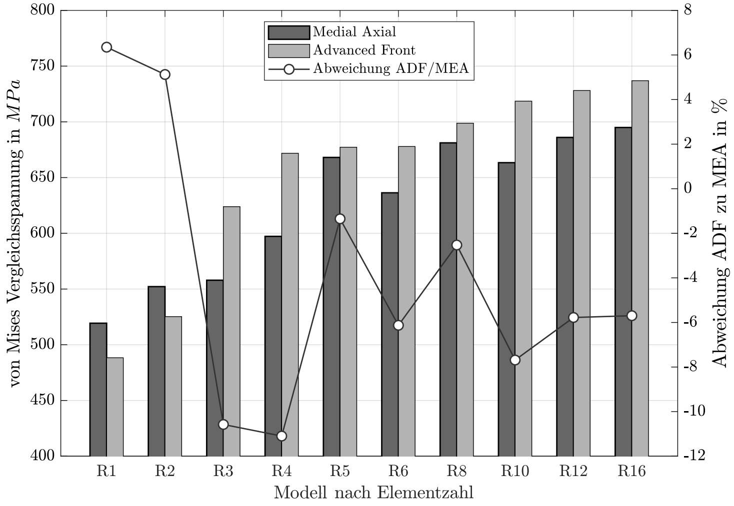


Abbildung H.9: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenz für des Elementtyps C3D8R

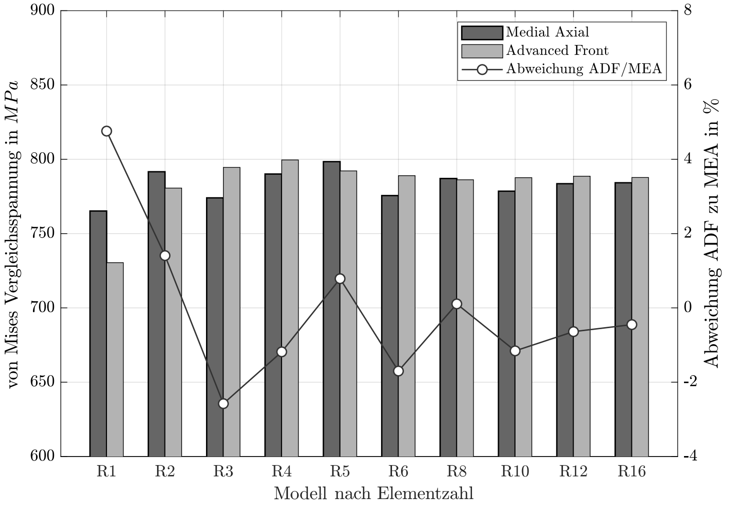


Abbildung H.10: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenz für des Elementtyps C3D20R

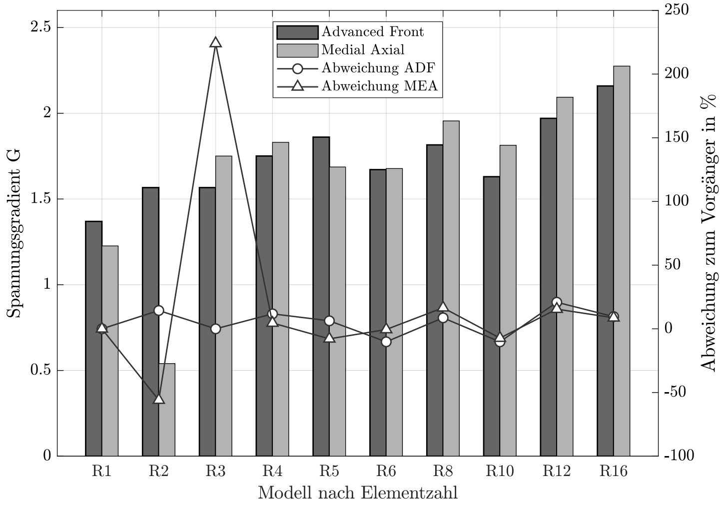


Abbildung H.11: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D8R

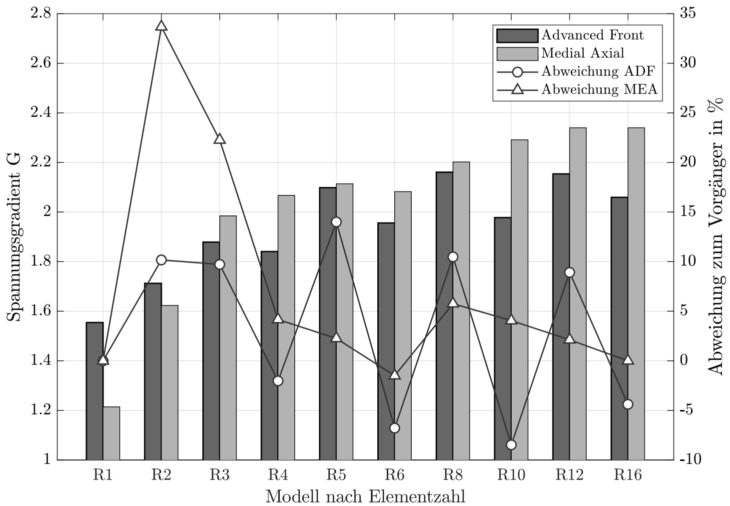


Abbildung H.12: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D20R

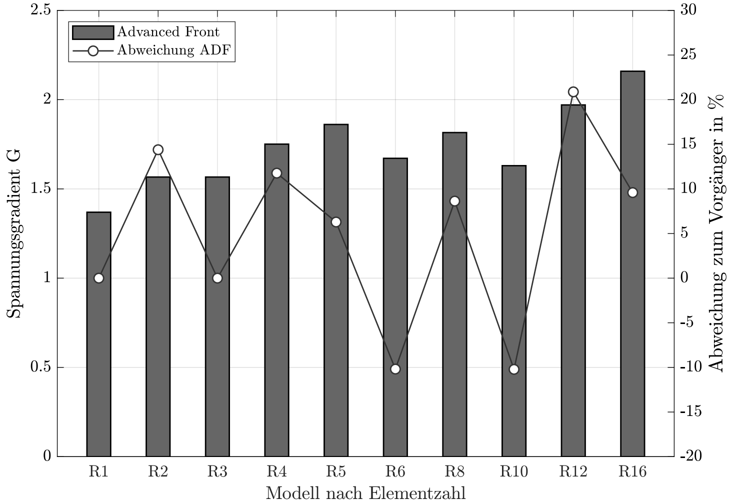


Abbildung H.13: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D8R und Vernetzungsmethode ADF

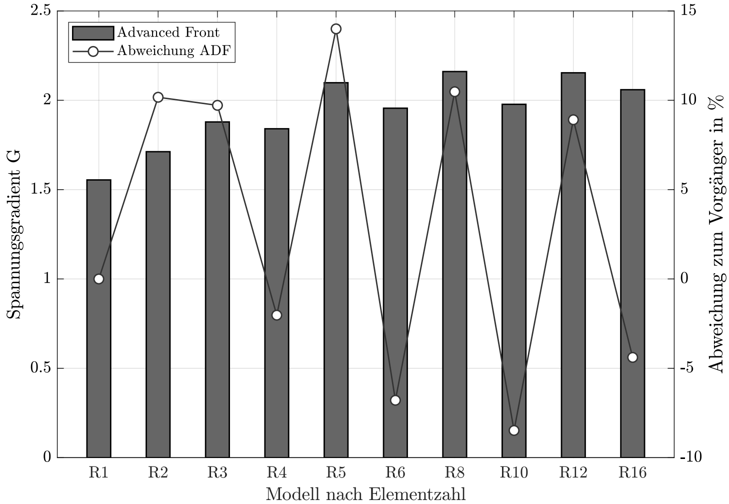


Abbildung H.14: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D20R und Vernetzungsmethode ADF

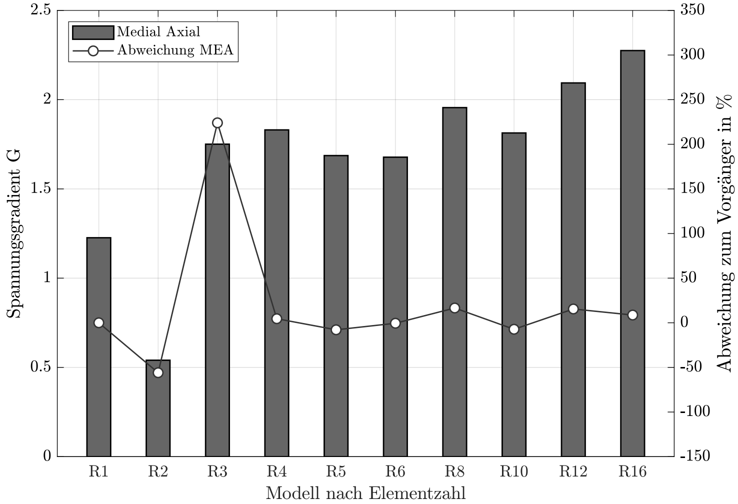


Abbildung H.15: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D8R und Vernetzungsmethode MEA

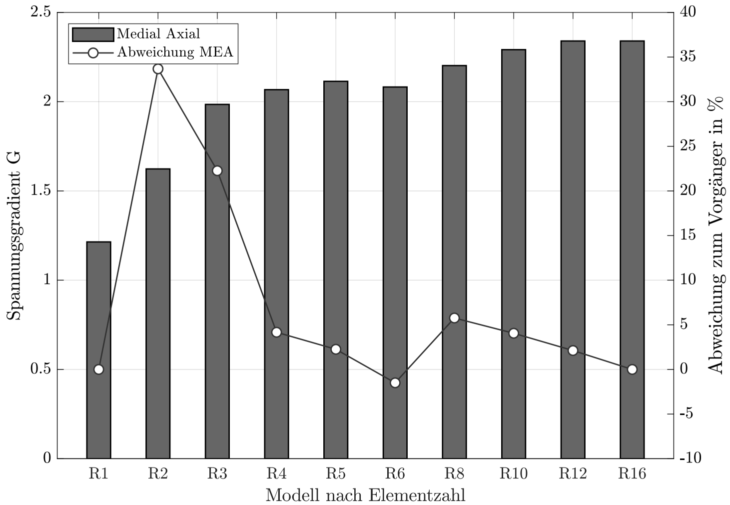


Abbildung H.16: Spannungsgradient für den Elementtyp C3D20R und Vernetzungsmethode MEA

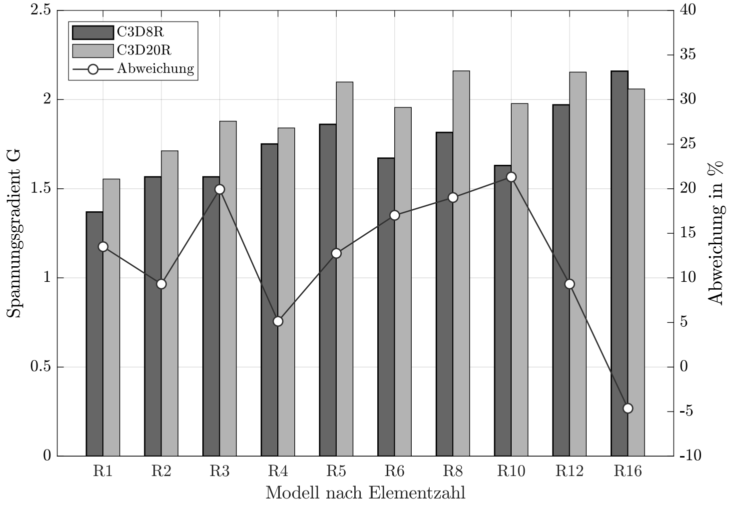


Abbildung H.17: Vergleich der Ergebnisse des Spannungsgradient für die Vernetzungsmethode ADF

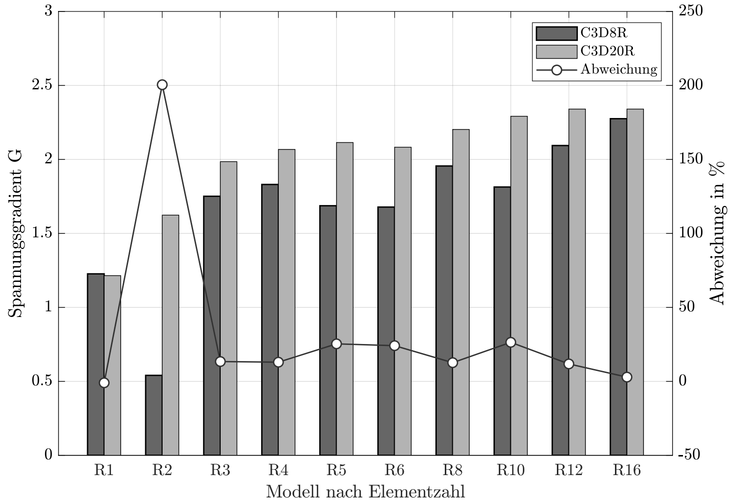


Abbildung H.18: Vergleich der Ergebnisse des Spannungsgradient für die Vernetzungsmethode MEA

I Ergebnisse der Simulation mit Schalenelementen

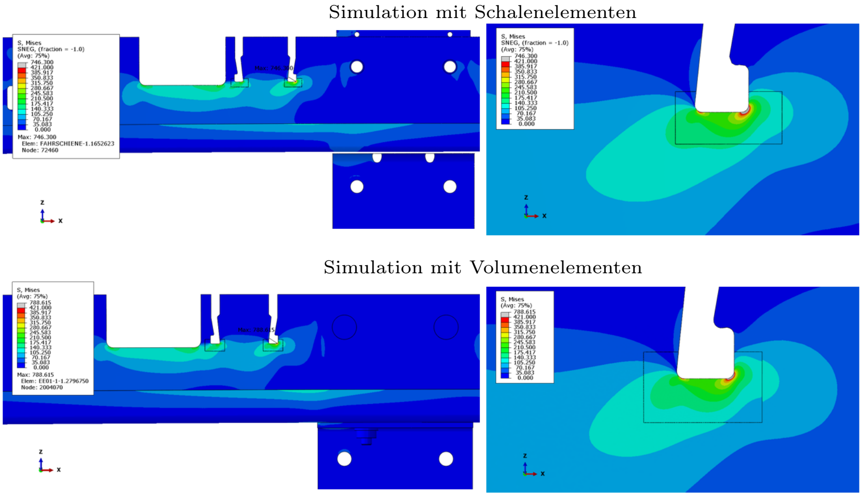


Abbildung I.1: Vergleich der Spannungsverteilung um den Bereich der Nachweisstelle aus der Schalensimulation und aus der Volumensimulation

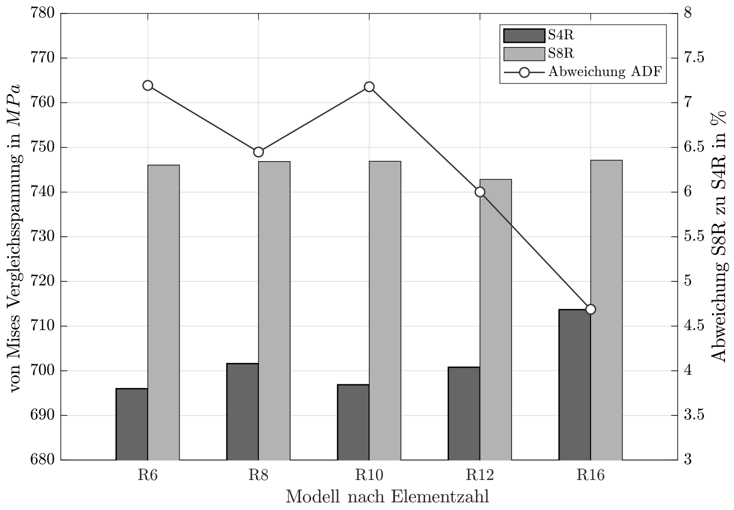


Abbildung I.2: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenzstudie der Vernetzungsmethode ADF zwischen S4R und S8R Elementen

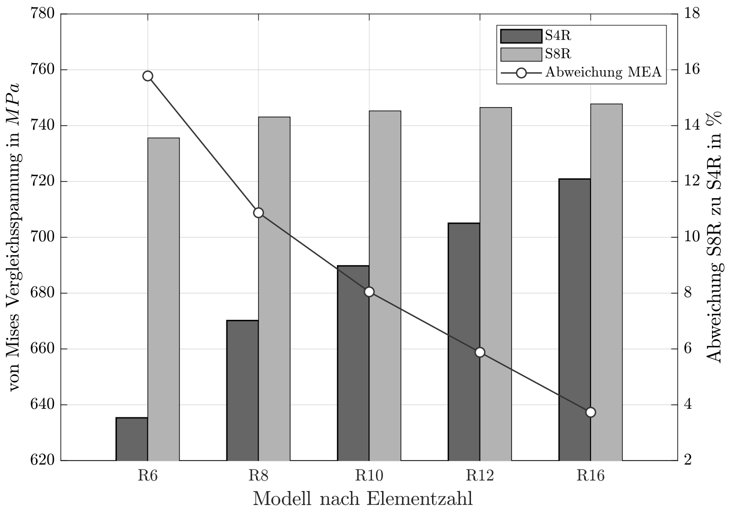


Abbildung I.3: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenzstudie der Vernetzungsmethode MEA zwischen S4R und S8R Elementen

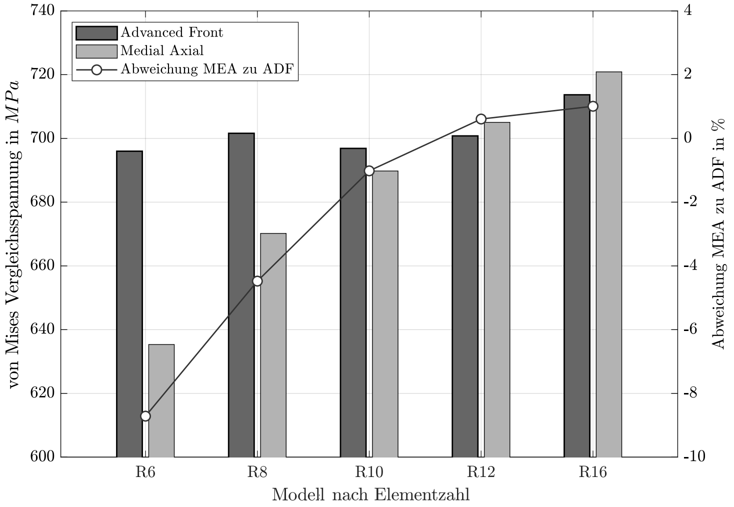


Abbildung I.4: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenzstudie des Elementtypen S4R zwischen Vernetzungsmethode ADF und MEA

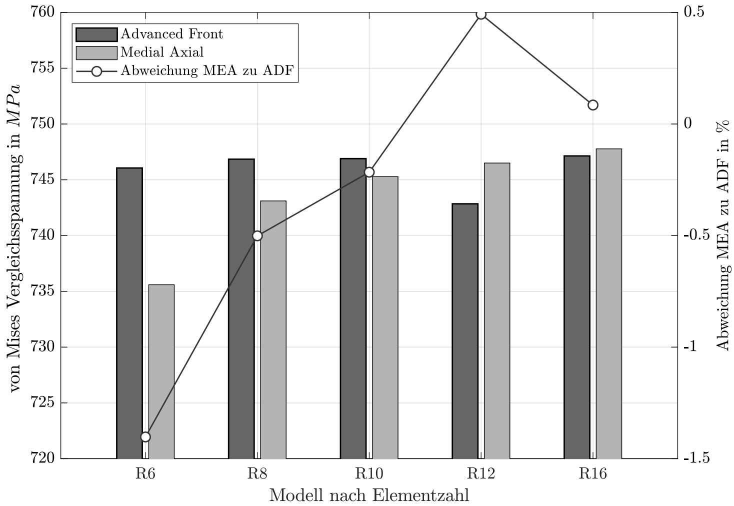


Abbildung I.5: Vergleich der Ergebnisse der Netzkonvergenzstudie des Elementtypen S8R zwischen Vernetzungsmethode ADF und MEA

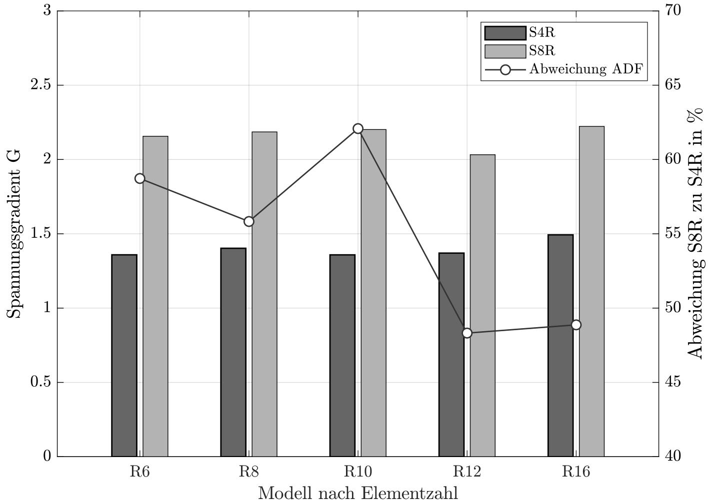


Abbildung I.6: Vergleich der Ergebnisse des Spannungsgradienten der Vernetzungsmethode ADF zwischen S4R und S8R Elementen

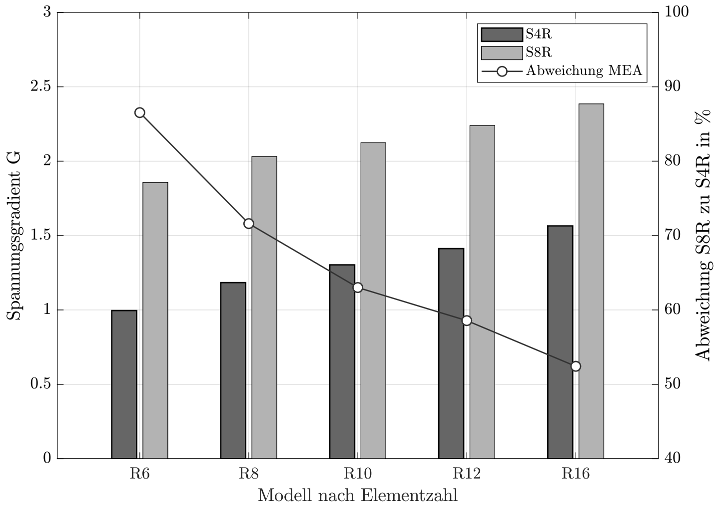


Abbildung I.7: Vergleich der Ergebnisse des Spannungsgradienten der Vernetzungsmethode MEA zwischen S4R und S8R Elementen

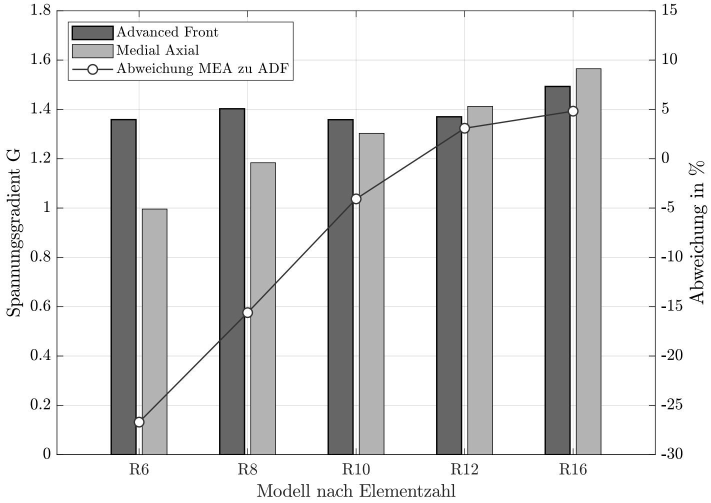


Abbildung I.8: Vergleich der Ergebnisse des Spannungsgradienten des Elementtypen S4R zwischen Vernetzungsmethode ADF und MEA

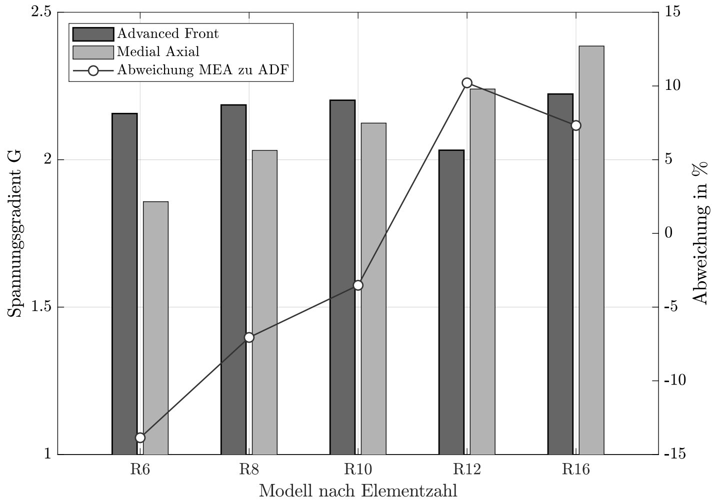


Abbildung I.9: Vergleich der Ergebnisse des Spannungsgradienten des Elementtypen S8R zwischen Vernetzungsmethode ADF und MEA

J Ergebnisse der Parameterstudie

Tabelle J.1: Übersicht der Parameterbezeichnungen aus der Parameterstudie

Bezeichnung	Symbol
E-Modul	E
Maximale Spannung	$\sigma_{V,max}$
Absicherung der Lastfolge	γ_L
Bruchgrenze	R_m
Zyklischer Verfestigungsexponent	$n^{'}$
Zyklischer Verfestigungskoeffizient	$K^{'}$
Stützstelle der Wöhlerlinie	$P_{RAM,Z,WS}$
Dauerfestigkeit	$P_{RAM,D,WS}$
Steigung der Wöhlerlinie vorne	d_1
Steigung der Wöhlerlinie hinten	d_2
Traglastformzahl	K_p
Hochbeanspruchte Fläche	A_σ
Spannungsgradient	G
Oberflächenrauheit	R_z
Absicherung der Wöhlerlinie	γ_M
Maximale Spannung abgesichert	$\sigma_{V,max,d}$
Statistische Stützzahl	n_{st}
Bruchmechanische Stützzahl	n_{bm}
Werkstoffmechanische Stützzahl	n_p
Rauheitsfaktor	$K_{R,P}$
Bauteilfaktor	f_{RAM}
Abgesicherte Stützstelle	$P_{RAM,Z}$
Anisotropie-Faktor	K_A
Technologischer Größenfaktor	K_D
Maximalwert P_{RAM} der Lastfolge	$P_{RAM,max}$
Durchläufe durch Lastfolge	x_{LF}
Schwingspiele	N
Abweichung zur Referenz	Δ LD
Abweichung zur Referenz 2	Δ LD Ref2

Tabelle J.2: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der numerischen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer der Fahrschiene - Teil 1

Eingabeparameter		Ref.	N1	N2	N3	N4	N5	N6	N7	N8
E	MPa	206000	206000	206000	206000	206000	206000	206000	206000	206000
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615	744.65	788.615	744.65	744.65
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	500	500	500	500	500	500	500	500	500
n'	-	0.187	0.187	0.187	0.187	0.187	0.187	0.187	0.187	0.187
K'	MPa	1005.77	1005.77	1005.77	1005.77	1005.77	1005.77	1005.77	1005.77	1005.77
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	545.24	545.24	545.24	545.24	545.24	545.24	545.24	545.24	545.24
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	177.06	177.06	177.06	177.06	177.06	177.06	177.06	177.06	177.06
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	1.158	15.29	1.158	1.158	15.29	1.158	1.158	1.158	15.29
A_σ	mm^2	500	500	0.52	500	0.52	500	500	500	500
G	$1/mm$	2.00	2.00	2.00	2.34	2.34	2.00	2.30	2.30	2.30
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48	819.12	867.48	819.12	819.12
n_{st}	-	1.000	1.000	1.257	1.000	1.257	1.000	1.000	1.000	1.000
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.000	1.000	1.257	1.000	1.257	1.000	1.000	1.000	1.000
$K_{R,P}$	-	0.9475	0.9475	0.9475	0.9475	0.9475	0.9475	0.9475	0.9475	0.9475
f_{RAM}	-	1.1609	1.1609	0.9234	1.1609	0.9234	1.1609	1.1609	1.1609	1.1609
$P_{RAM,Z}$	MPa	469.65	469.65	590.48	469.65	590.48	469.65	469.65	469.65	469.65
L	-	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	3547.86	466.45	3547.86	3547.86	466.45	2964.55	3547.86	2964.55	440.41
x_{LF}	-	573	2090	2496	573	6686	1043	573	1043	2741
N	-	18936	69003	82390	18936	220670	34465	18936	34465	90496
ΔLD	%	-	264.39	335.09	0.00	1065.33	82.00	0.00	82.00	377.90

Tabelle J.3: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der numerischen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer der Fahrschiene - Teil 2

Eingabeparameter		N9	N10
E	MPa	206000	206000
$\sigma_{V,max}$	MPa	744.65	744.65
γ_L	-	1.1	1.1
R_m	MPa	500	500
n'	-	0.187	0.187
K'	MPa	1005.77	1005.77
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	545.24	545.24
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	177.06	177.06
d_1	-	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197
K_p	-	1.158	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.3	2.3
R_z	μm	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	819.12	819.12
n_{st}	-	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9475	0.9475
f_{RAM}	-	0.9234	0.9234
$P_{RAM,Z}$	MPa	590.48	590.48
L	-	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	2964.55	440.41
x_{LF}	-	3848	8768
N	-	127001	289380
ΔLD	%	570.68	1428.18

Tabelle J.4: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer der Fahrschiene - Teil 1 - Quasistatische Zugversuche

Eingabeparameter		Ref.	E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7
E	MPa	206000	206451	206000	206451	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	500	500	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.18700	0.18700	0.18700	0.18700	0.18700	0.18700	0.18700	0.18700
K'	MPa	1005.77	1005.77	950.83	950.83	950.83	950.83	950.83	950.83
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	545.24	545.24	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	177.06	177.06	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	1.158	1.158	1.158	1.158	15.29	1.158	1.158	15.29
A_σ	mm^2	500	500	500	500	500	0.52	500	0.52
G	$1/mm$	2	2	2	2	2	2	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.257	1.000	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.257	1.000	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9475	0.9475	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	1.1609	1.1609	1.1564	1.1564	1.1564	0.9198	1.1564	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	469.65	469.65	454.47	454.47	454.47	571.40	454.47	571.40
L	-	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	3547.86	3551.68	4072.91	4077.31	461.90	4077.31	4077.31	461.90
x_{LF}	-	573	571	250	247	1918	1849	247	6137
N	-	18936	18883	8268	8190	63341	61054	8190	202568
$\Delta LDRef2$	%	-	-0.28	-56.34	-56.75	234.49	222.42	-56.75	969.73

Tabelle J.5: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 2 - Rauheitsmessung

Eingabeparameter		E7 - Ref2	E8	E9
E	MPa	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.18700	0.18700	0.18700
$K^{'}$	MPa	950.83	950.83	950.83
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	7.43	15.428
γ_M	-	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9615	0.9470
f_{RAM}	-	0.9198	0.9099	0.9239
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	577.60	568.87
L	-	Referenz	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	461.90	461.90	461.90
x_{LF}	-	6137	6483	6001
N	-	202568	213971	198050
$\Delta LDRef2$	%	969.73	5.63	-2.23

Tabelle J.6: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 3 - Dauerfestigkeitsversuche

Eingabeparameter		E10	E11	E12	E13	E14
E	MPa	206451	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.18700	0.18700	0.18700	0.18700	0.18700
$K^{'}$	MPa	950.83	950.83	950.83	950.83	950.83
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	207.47	205.27	173.08	172.76	207.73
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40
L	-	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	461.90	461.90	461.90	461.90	461.90
x_{LF}	-	6137	6137	6137	6137	6137
N	-	202568	202568	202568	202568	202568
$\Delta LDRef2$	%	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00

Tabelle J.7: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 4 - IST

Eingabeparameter		E15	E16	E17	E18	E19	E20	E21
E	MPa	206451	206451	206451	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.10635	0.11630	0.11381	0.11316	0.12200	0.12081	0.10976
K'	MPa	741.78	759.78	752.94	764.76	770.20	770.30	753.27
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40
L	-	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	461.66	461.66	461.66	461.66	461.66	461.66	461.66
x_{LF}	-	5901	5981	5971	5911	6023	6005	5905
N	-	194759	197399	197086	195081	198808	198209	194913
$\Delta LDRef2$	%	-3.86	-2.55	-2.71	-3.70	-1.86	-2.15	-3.78

Tabelle J.8: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 5 - IST

Eingabeparameter		E22	E23	E24
E	MPa	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.11915	0.11731	0.14800
$K^{'}$	MPa	764.99	761.62	894.75
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	571.40	571.40
L	-	Referenz	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	461.66	461.66	461.67
x_{LF}	-	6002	5989	5930
N	-	198113	197654	195710
$\Delta LDRef2$	%	-2.20	-2.43	-3.39

Tabelle J.9: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der experimentellen Untersuchungen auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 6 - Einstufenversuche

Eingabeparameter		E25	E26	E27	E28
E	MPa	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.16099	0.18700	0.18700	0.18700
$K^{'}$	MPa	976.90	950.83	950.83	950.83
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	528.00	528.00	528.00
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	205.27	205.27	205.27
d_1	-	-0.302	-6.1886	-0.302	-0.1654
d_2	-	-0.197	-0.1654	-0.1654	-0.1654
K_p	-	15.29	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	574.06	574.06	574.06
L	-	Referenz	Referenz	Referenz	Referenz
$P_{RAM,max}$	MPa	461.68	461.90	461.90	461.90
x_{LF}	-	5843	17415	17415	17415
N	-	192850	574736	574736	574736
$\Delta LDRef2$	%	-4.80	183.73	183.73	183.73

Tabelle J.10: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 1

Eingabeparameter		Referenz LF	LF7	LF8	LF9	LF10
E	MPa	206451	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.187	0.187	0.187	0.187	0.187
$K^{'}$	MPa	950.83	950.83	950.83	950.83	950.83
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40
L	-	Referenz	LF7	LF8	LF9	LF10
$P_{RAM,max}$	MPa	461.90	426.62	369.98	304.69	415.63
x_{LF}	-	6137	2679	43900	42098	2872
N	-	202568	88430	1492622	1389256	97675
$\Delta LDRef2$	%	0.00	-56.35	636.85	585.82	-51.78

Tabelle J.11: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 2

Eingabeparameter		LF11	LF12	LF13	LF14	LF15
E	MPa	206451	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.187	0.187	0.187	0.187	0.187
$K^{'}$	MPa	950.83	950.83	950.83	950.83	950.83
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40
L	-	LF11	LF12	LF13	LF14	LF15
$P_{RAM,max}$	MPa	368.25	305.07	417.37	365.36	317.59
x_{LF}	-	39270	43901	3026	27868	39499
N	-	1295958	1448773	99890	947545	1342998
$\Delta LDRef2$	%	539.77	615.20	-50.69	367.77	562.99

Tabelle J.12: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 3

Eingabeparameter		LF16	LF17	LF18	Worst Case
E	MPa	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.187	0.187	0.187	0.187
$K^{'}$	MPa	950.83	950.83	950.83	950.83
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	571.40	571.40	571.40
L	-	LF16	LF17	LF18	Worst Case
$P_{RAM,max}$	MPa	417.94	315.11	433.96	461.90
x_{LF}	-	757	28633	7539	109
N	-	25014	973543	248818	3644
$\Delta LDRef2$	%	-87.65	380.60	22.83	-98.20

Tabelle J.13: Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zum Einfluss der Parameter für verschiedene Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 1

Parameter	Anpassung	Abweichung in % bezogen auf die Referenzparameter $Ref2$													Worst Case
		Ref	LF7	LF8	LF9	LF10	LF11	LF12	LF13	LF14	LF15	LF16	LF17	LF18	
E	10	0.059	0.05	0.91	0.02	0.11	1.01	-0.03	0.12	0.77	0.02	-0.79	0.26	-0.55	0.08
	-10	-0.67	-0.12	-1.01	-0.05	-0.19	-1.11	0.00	-0.18	-0.86	-0.05	0.84	-0.30	0.56	-0.09
	20	1.12	0.05	1.73	0.01	0.17	1.94	-0.07	0.20	1.46	0.01	-1.55	0.49	-1.09	0.15
	-20	-1.44	-0.32	-2.13	-0.16	-0.47	-2.36	-0.05	-0.44	-1.82	-0.15	1.73	-0.63	1.12	-0.20
R_m	10	13.45	23.18	16.31	20.60	22.89	16.39	20.44	21.74	17.66	20.86	27.19	28.30	27.60	24.72
	-10	-15.34	-22.11	-18.09	-19.93	-22.03	-18.32	-19.69	-21.03	-18.80	-20.07	-23.03	-24.68	-23.77	-22.19
	20	24.39	45.84	29.90	40.73	45.09	29.99	40.53	42.96	33.17	41.40	57.74	58.90	58.12	51.66
	-20	-31.66	-41.70	-36.71	-38.18	-41.68	-37.29	-37.66	-40.12	-37.43	-38.37	-41.73	-45.40	-43.32	-41.61
n'	10	1.22	-4.01	3.44	-2.86	-3.69	4.34	-2.96	-2.76	2.39	-2.70	-7.45	0.96	-7.51	-0.48
	-10	-3.75	0.43	-6.59	1.86	-0.39	-7.75	2.41	-0.12	-5.72	1.94	10.40	-2.29	7.60	0.45
	20	1.51	-8.88	5.46	-5.94	-8.43	7.02	-5.75	-6.40	3.39	-5.35	-13.49	1.89	-15.39	-1.21
	-20	-7.54	-3.31	-11.58	0.68	-4.38	-13.15	1.71	-2.96	-10.33	0.97	13.46	-4.83	8.72	0.59
K'	10	-3.38	-1.13	-4.89	-0.61	-1.46	-5.37	-0.36	-1.29	-4.22	-0.57	3.61	-1.57	2.19	-0.49
	-10	3.28	-0.46	5.27	-0.30	-0.12	5.84	-0.53	0.16	4.36	-0.29	-5.06	1.48	-3.85	0.43
	20	-6.75	-3.22	-9.37	-1.93	-3.81	-10.14	-1.43	-3.23	-8.16	-1.83	5.71	-3.51	3.01	-1.04
	-20	6.34	-2.92	10.46	-1.64	-2.30	11.37	-2.01	-1.20	8.46	-1.52	-11.19	3.06	-9.59	0.81
$P_{RAM,Z,WS}$	10	62.23	62.24	62.24	62.23	62.23	62.23	62.23	62.24	62.23	62.23	62.24	62.24	62.23	62.23
	-10	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43	-41.43
	20	152.34	152.35	152.34	152.33	152.33	152.33	152.33	152.34	152.33	152.33	152.34	152.34	152.33	152.34
	-20	-67.79	-67.80	-67.80	-67.79	-67.79	-67.79	-67.79	-67.80	-67.79	-67.79	-67.80	-67.80	-67.79	-67.79
$P_{RAM,D,WS}$	10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	-10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	-20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Tabelle J.14: Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zum Einfluss der Parameter für verschiedene Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 2

Parameter	Anpassung	Abweichung in % bezogen auf die Referenzparameter $Ref2$												Worst
		Ref	LF7	LF8	LF9	LF10	LF11	LF12	LF13	LF14	LF15	LF16	LF17	LF18	Case
d_1	10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	-10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	-20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
d_2	10	-38.71	-27.78	-41.29	-35.81	-29.28	-40.59	-35.53	-29.07	-36.28	-35.13	-19.46	-36.53	-26.62	-11.24
	-10	82.24	48.00	89.62	68.19	52.04	87.10	67.06	51.40	69.85	65.94	29.55	69.53	42.36	15.74
	20	-58.74	-44.74	-62.14	-55.83	-46.75	-61.30	-55.54	-46.48	-56.36	-55.01	-32.66	-56.85	-43.76	-19.39
	-20	271.00	133.56	298.51	203.18	148.07	287.77	198.53	145.63	209.47	194.50	74.77	206.23	109.52	37.61
R_z	10	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01	-1.01
	-10	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13	1.13
	20	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93	-1.93
	-20	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39	2.39
	50	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27	-4.27
	-50	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54	7.54
	$R_z = 25$	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24	-7.24
	$R_z =$ 1.25	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19	26.19
$\sigma_{V,max}$	10	-36.85	-38.47	-35.96	-38.44	-38.30	-35.68	-38.55	-38.21	-36.36	-38.44	-40.66	-37.69	-40.03	-38.16
	-10	65.57	69.11	63.23	69.85	68.59	62.48	69.92	68.83	64.27	69.91	76.37	68.38	74.19	69.98
	20	-58.61	-60.83	-57.48	-60.65	-60.65	-57.24	-60.77	-60.44	-58.00	-60.63	-63.28	-59.56	-62.67	-60.15
	-20	189.59	200.54	181.52	204.48	198.71	179.12	206.03	200.50	185.24	204.81	228.16	199.62	219.30	207.24

Tabelle J.15: Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zum Einfluss der Parameter für verschiedene Lastfolge auf die rechnerische Lebensdauer - Teil 3

Para-meter	Anpas-sung	Abweichung in % bezogen auf die Referenzparameter $Ref2$													
		Ref	LF7	LF8	LF9	LF10	LF11	LF12	LF13	LF14	LF15	LF16	LF17	LF18	Worst Case
K_p	10	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01
	-10	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	-0.01	0.00	-0.01	-0.01
	20	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.00	0.01	0.01
	-20	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.01	-0.02	-0.03
	$K_p = 2$	-24.95	-29.19	-26.57	-23.23	-25.74	-25.12	-23.54	-26.46	-23.20	-24.19	-39.80	-15.32	-37.52	-59.84
	$K_p = 3.5$	-5.74	-5.41	-6.12	-4.80	-4.89	-5.60	-4.94	-4.90	-5.03	-5.07	-6.48	-1.96	-6.60	-10.65
	$K_p = 7$	-0.35	-0.31	-0.37	-0.28	-0.28	-0.33	-0.29	-0.28	-0.30	-0.30	-0.36	-0.11	-0.37	-0.58
	$K_p = 12$	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.02	-0.01	-0.02	-0.04
A_σ	10	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60	-1.60
	-10	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80	1.80
	20	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04	-3.04
	-20	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85	3.85
	$A_\sigma = 250$	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84	-64.84
	$A_\sigma = 50$	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83	-53.83
	$A_\sigma = 5$	-31.82	-31.83	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82	-31.82
	$A_\sigma = 0.25$	13.19	13.20	13.20	13.19	13.19	13.19	13.19	13.20	13.19	13.19	13.20	13.20	13.19	13.19
G	10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	-10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	-20	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	$G = 8$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	$G = 10$	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18	7.18
	$G = 12$	29.48	29.49	29.48	29.48	29.48	29.48	29.48	29.48	29.48	29.48	29.49	29.48	29.48	29.48
	$G = 15$	65.49	65.50	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49	65.49

Tabelle J.16: Zyklische Parameter und Parameter der Schädigungsparameterwöhlerlinie nach dem UML

Uniform Material Law	
$\sigma_f^{'}$	704.475
$\varepsilon_f^{'}$	0.5900
b	-0.087
c	-0.580
$n^{'}$	0.15000
$K^{'}$	774.92

Tabelle J.17: Zyklische Parameter und Parameter der Schädigungsparameterwöhlerlinie nach dem MLSS

Material Law of Steel Sheets	
$\sigma_f^{'}$	802.63
$\varepsilon_f^{'}$	0.1854
b	-0.065
c	-0.518
$n^{'}$	0.12548
$K^{'}$	991.64

Tabelle J.18: Zyklische Parameter und Parameter der Schädigungsparameterwöhlerlinie nach dem MVS2006

Method of variable slopes 2006	
$\sigma_f^{'}$	704.96
$\varepsilon_f^{'}$	0.2601
b	-0.087
c	-0.497
$n^{'}$	0.17511
$K^{'}$	892.40

Tabelle J.19: Zyklische Parameter und Parameter der Schädigungsparameterwöhlerlinie nach dem UML+

Uniform Material Law +	
$\sigma_f^{'}$	704.96
$\varepsilon_f^{'}$	0.4194
b	-0.087
c	-0.546
$n^{'}$	0.15946
$K^{'}$	809.74

Tabelle J.20: Zyklische Parameter und Parameter der Schädigungsparameterwöhlerlinie nach FKM Methode

FKM Methode	
$\sigma_f^{'}$	776.26
$\varepsilon_f^{'}$	0.3381
b	-0.097
c	-0.520
$n^{'}$	0.18654
$K^{'}$	950.28

Tabelle J.21: Zyklische Parameter und Parameter der Schädigungsparameterwöhlerlinie nach FKM Methode+

FKM Methode+	
$\sigma_f^{'}$	824.33
$\varepsilon_f^{'}$	0.4242
b	-0.099
c	-0.552
$n^{'}$	0.17935
$K^{'}$	961.37

Tabelle J.22: Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der analytischen Abschätzmethoden auf die rechnerische Lebensdauer

Eingabeparameter		UML	MLSS	MVL2006	UML+	FKM	FKM+
E	MPa	206451	206451	206451	206451	206451	206451
$\sigma_{V,max}$	MPa	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615	788.615
γ_L	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
R_m	MPa	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65	469.65
n'	-	0.1500	0.1255	0.1751	0.1595	0.1865	0.1793
K'	MPa	774.92	991.64	892.40	809.74	950.28	961.37
$P_{RAM,Z,WS}$	MPa	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56	525.56
$P_{RAM,D,WS}$	MPa	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15	167.15
d_1	-	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302	-0.302
d_2	-	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197	-0.197
K_p	-	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29	15.29
A_σ	mm^2	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52	0.52
G	$1/mm$	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34	2.34
R_z	μm	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5
γ_M	-	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1	1.1
$\sigma_{V,max,d}$	MPa	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48	867.48
n_{st}	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
n_{bm}	-	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
n_p	-	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257	1.257
$K_{R,P}$	-	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512	0.9512
f_{RAM}	-	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198	0.9198
$P_{RAM,Z}$	MPa	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40	571.40
L	-	Ref	Ref	Ref	Ref	Ref	Ref
$P_{RAM,max}$	MPa	461.68	461.66	461.78	461.71	461.89	461.78
x_{LF}	-	6338	5282	6198	6308	6136	6062
N	-	209183	174328	204580	208196	202519	200090
$\Delta LDRef2$	%	3.27	-13.94	0.99	2.78	-0.02	-1.22

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Katharina Klein

Beruflicher Werdegang

seit 02/2024	Bauingenieurin im Bereich Brückenbau bei Leonhardt, Andrä und Partner Beratende Ingenieure VBI AG
03/2018-06/2023	Wissenschaftliche Mitarbeiterin an der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau am Fachgebiet Stahlbau bei Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Kurz

Hochschulwerdegang

04/2015-03/2018	Studium des Bauingenieurwesens mit der Vertiefung Stahlbau, Massivbau und Statik an der Technischen Universität Kaiserslautern, Abschluss: Master of Science
10/2011-06/2015	Studium des Bauingenieurwesens mit der Vertiefung Konstruktiver Ingenieurbau an der Technischen Universität Kaiserslautern, Abschluss: Bachelor of Science

Schulausbildung

07/2001-06/2011	Hochwald Gymnasium Wadern, Abschluss: Allgemeine Hochschulreife