

Schwingfestigkeit randschichtverfestigter Bauteile und höchstfester Stähle

Vom Fachbereich 13 – Bau- und Umweltingenieurwissenschaften
der Technischen Universität Darmstadt

zur
Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs

genehmigte
DISSERTATION

vorgelegt von

M.Sc. Patrick Yadegari

aus Wiesbaden, Deutschland

Referent:	Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Alfons Esderts
Tag der Einreichung:	24. Februar 2023
Tag der mündlichen Prüfung:	28. Juni 2023

Darmstadt 2023

D 17

Patrick Yadegari

Schwingfestigkeit randschichtverfestigter Bauteile und höchstfester Stähle

Technische Universität Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUpriints: 2023

Tag der mündlichen Prüfung: 28.06.2023

Veröffentlicht unter der Lizenz CC BY-SA 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/>

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-242604

URI: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/24260>

ISBN: 978-3-939195-73-3

Diese Arbeit erscheint gleichzeitig als vom Fachbereich 13 – Bau- und Umweltingenieurwissenschaften – der Technischen Universität Darmstadt zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs eingereichte Dissertation (D 17).

Kurzfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Methoden zur Berechnung der Schwingfestigkeit hoch- und höchstfester Stähle sowie randschichtverfestigter Bauteile entwickelt.

Basierend auf umfangreichen experimentellen Untersuchungen verschiedener Werkstoffe wurden Methoden der FKM-Richtlinie Nichtlinear angepasst, um das zyklische Werkstoffverhalten von hoch- und höchstfesten Stählen auf Basis quasistatischer Werkstoffkennwerte abzuschätzen. Hierbei wurden Berechnungsverfahren erweitert, die die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve, die Mittelspannungsempfindlichkeit sowie Schädigungsparameterwöhlerlinien auf Basis der Zugfestigkeit bestimmen können.

Des Weiteren wurden Berechnungsverfahren erarbeitet, um einen Ermüdungsfestigkeitsnachweis auf Basis des Örtlichen Konzepts für randschichtverfestigte Bauteile zu ermöglichen. Da bei randschichtverfestigten Bauteilen das Versagen aufgrund der inhomogenen Materialeigenschaften und der vorliegenden Eigenspannungen sowohl vom Kerbgrund als auch vom Übergangsbereich zwischen niedrigfestem Kernmaterial und hochfester Randschicht ausgehen kann, wurden Anpassungen an in der FKM-Richtlinie Nichtlinear enthaltenen Ermüdungsfestigkeitsnachweises vorgenommen. Hierbei wurden die Algorithmen des Örtlichen Konzepts um einen sogenannten Zweipunkt-Nachweis und die Erfassung von Eigenspannungen erweitert. Dazu wurde ebenfalls ein Näherungsverfahren zur Abschätzung der elastisch-plastischen Beanspruchungen an beiden Nachweispunkten entwickelt.

Abstract

In this work, methods were developed to calculate the fatigue strength of high- and ultra-high strength steels as well as of surface-hardened components.

Using various experimental investigations of different materials, methods of the FKM-Guideline Nonlinear were adapted to determine the cyclic material behaviour of high- and ultra-high strength steels on the basis of quasi-static material properties. For this, methods were extended to allow the estimation of the cyclic stress-strain curve, the mean-stress sensitivity as well as damage parameter life curves based on the ultimate tensile strength.

Furthermore, methods were developed to allow an assessment of structural durability on the basis of the local strain approach for surface-hardened components. Since the failure of these components can originate from both the notch root as well as the transition area between the low-strength core material and the high-strength surface layer due to the inhomogeneous material properties and the residual stresses present, the proof of structural durability of the FKM-Nonlinear Guideline was adapted. The algorithms of the local strain approach were extended to include a so-called two-point assessment and the consideration of residual stresses. An approximation method for estimating the elastic-plastic stresses at both assessment points was also developed.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt. Den Personen, die mich auf diesem Weg begleitet und unterstützt haben, möchte ich für das Gelingen dieser Arbeit danken.

Mein herzlicher Dank gilt dem Leiter des Fachgebiets, meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald, für die Betreuung der Dissertation sowie für die stetige Unterstützung bei meiner fachlichen und persönlichen Entwicklung in den letzten Jahren. Herrn Prof. Dr.-Ing. Alfons Esderts danke ich für die Übernahme des Korreferats und die dafür aufgebrauchte Zeit.

Dr.-Ing. H. Thomas Beier gebührt mein Dank nicht nur für die Unterstützung bei meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter, sondern vor allem dafür, mich bereits seit meiner Zeit als Bachelorstudent für die Betriebsfestigkeit und Werkstoffmechanik begeistert zu haben.

Meinen Kollegen und Freunden Carl Fällgren, Jan Hamacher, Jan Kraft, Simon Moser, Aris Tsakmakis und Fatemeh Alizadeh danke ich für die angenehme Arbeitsatmosphäre am Fachgebiet und die gegenseitige Hilfsbereitschaft sowie für die Geselligkeit abseits der Arbeit. Bei meinem Projektpartner und Freund Moritz Hupka bedanke ich mich für die unkomplizierte Zusammenarbeit im Rahmen unseres FKM-Forschungsvorhabens „Rauheit und Randschicht“ und den regen Austausch.

Besonderer Dank gilt Tobias Brehm und Oliver John, die mich mit ihrer Arbeit im Labor bei den experimentellen Untersuchungen tatkräftig unterstützt und die Durchführung von mehreren Hundert Versuchen in kürzester Zeit ermöglicht haben.

Meinem besten Freund Andreas Haspel danke ich für den wöchentlichen Ausgleich zum anspruchsvollen Arbeitsalltag und die Möglichkeit auch mal das Grübeln abschalten zu können.

Abschließend bedanke ich mich herzlich bei meinen Eltern, Gisela Papaja-Yadegari und George Yadegari, die mir seinerzeit das Studium ermöglicht, stets an mich geglaubt und motiviert sowie in allen Lebenslagen unterstützt haben.

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	IX
1. Einleitung	1
1.1. Motivation.....	1
1.2. Vorgehensweise und Zielsetzung	2
2. Stand von Wissenschaft und Technik	5
2.1. Schwingfestigkeit und zyklische Werkstoffkennwerte	5
2.1.1. Zyklisches Werkstoffverhalten.....	5
2.1.2. Wöhlerversuch und -linien	7
2.2. Örtliches Konzept und die FKM-Richtlinie Nichtlinear	9
2.2.1. Kerbnäherungsverfahren.....	10
2.2.2. Rainflow-Zählung	10
2.2.3. Schädigungsparameter und Werkstoffwöhlerlinien.....	11
2.2.3.1. Schädigungsparameter P_{RAM}	11
2.2.3.2. Schädigungsparameter P_{RAJ}	12
2.2.4. Bauteilwöhlerlinien.....	13
2.2.4.1. Größeneinfluss	14
2.2.4.2. Einfluss der Rauheit.....	14
2.2.5. Schadensakkumulationsrechnung	15
2.2.6. Berechnungsablauf der FKM-Richtlinie Nichtlinear.....	16
2.3. Schwingfestigkeit hoch- und höchstfester Stähle.....	17
2.4. Einfluss der Randschicht auf die Schwingfestigkeit von Bauteilen.....	18
2.4.1. Randschichtverfestigungsmaßnahmen.....	18
2.4.2. Eigenspannungen.....	19
2.4.3. Schwingfestigkeit des Kernmaterials.....	20
3. Experimentelle Untersuchungen	21
3.1. Untersuchte Werkstoffe und Proben	21

3.1.1.	Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen	21
3.1.2.	Randschichtbehandelte bauteilähnliche Proben	22
3.2.	Grundcharakterisierung	23
3.2.1.	Härte und -tiefenverlaufsmessungen	23
3.2.2.	Rauheitsmessungen	24
3.2.3.	Eigenstressanalysen	25
3.2.4.	Quasistatische Zugversuche	26
3.3.	Schwingfestigkeitsversuche mit Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen	27
3.3.1.	Prüftechnik und -durchführung.....	27
3.3.2.	Kennwerte und Formeln	29
3.3.3.	Versuchsergebnisse	29
3.3.3.1.	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven	29
3.3.3.2.	Dehnungswöhlerlinien	31
3.4.	Schwingfestigkeitsversuche mit randschichtbehandelten bauteilähnlichen Proben.....	33
3.4.1.	Prüftechnik und -durchführung.....	33
3.4.2.	Kennwerte und Formeln	34
3.4.3.	Versuchsergebnisse	35
3.4.3.1.	16MnCr5 einsatzgehärtet	35
3.4.3.2.	42CrMo4 induktivgehärtet	36
3.4.3.3.	42CrMo4 kugelgestrahlt.....	38
3.4.3.4.	42CrMo4 vorvergütet.....	39
3.4.4.	Bruchflächenanalysen	41
4.	Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte für hoch- und höchstfeste Stähle	45
4.1.	Bestehende Abschätzmethoden	45
4.2.	Erweiterung der Methoden nach der FKM-Richtlinie Nichtlinear für höherfeste Stähle.....	46
4.2.1.	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve.....	47
4.2.2.	Mittelspannungsempfindlichkeit	49
4.2.3.	P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie	51
4.2.4.	P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie	53
4.3.	Treffsicherheitsbewertung	55
4.3.1.	Datenbasis	55
4.3.2.	Validierung.....	56

5. Ermüdungsfestigkeitsnachweis für randschichtverfestigte Bauteile	59
5.1. Modell „Dicke Randschicht“	59
5.1.1. Abschätzung elastisch-plastischer Beanspruchungen.....	60
5.1.1.1. Fiktive Beanspruchung an der Grenze zwischen Kern und Randschicht.....	61
5.1.1.2. Abschätzung für die elastisch-plastischen Beanspruchungen an der kern- und randschichtseitigen Grenze	61
5.1.1.3. Pseudo-elastische Dehnung an der randschichtseitigen Grenze	62
5.1.1.4. Pseudo-elastische Dehnung im Kerbgrund	62
5.1.1.5. Abschätzung für die elastisch-plastische Beanspruchung im Kerbgrund.....	63
5.1.1.6. Validierung mit elastisch-plastischen Finite-Elemente-Analysen	63
5.1.2. Erfassung von Eigenspannungen	65
5.1.3. Vakuumfaktor	66
5.2. Berechnungsablauf für randschichtverfestigte Bauteile	67
5.3. Treffsicherheitsbewertung	69
5.3.1. Datenbasis	69
5.3.2. Validierung für Randschichten des Typs 1	70
5.3.3. Validierung für Randschichten des Typs 2	71
6. Zusammenfassung und Ausblick	75
6.1. Zusammenfassung	75
6.2. Ausblick.....	77
Literaturverzeichnis	79
Abbildungsverzeichnis	87
Tabellenverzeichnis	91
Anhang	93
A. Ergänzungen zur Grundcharakterisierung.....	93
A.1. Chemische Zusammensetzung.....	93
A.2. Härtetiefenverläufe	93
A.3. Gefügeanalysen.....	96
B. Ergänzungen zu den Versuchsergebnissen	98
B.1. Schwingfestigkeitsversuche mit Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen	98
B.2. Schwingfestigkeitsversuche mit randschichtbehandelten bauteilähnlichen Proben.	101

Nomenklatur

Abkürzungen

BG	Blindgehärtet
CHD	Einsatzhärtetiefe (Case Hardness Depth)
DS	Randschichtdicke nach DIN EN ISO 18203
EG	Einsatzgehärtet
EHT	Einhärtetiefe
FAT	Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau e.V.
GH	Grenzhärte
HCF	High Cycle Fatigue
LCF	Low Cycle Fatigue
NHD	Nitrierhärtetiefe (Nitriding Hardness Depth)
REM	Rasterelektronenmikroskop
RH	Randhärte
SHD	Einhärtetiefe beim Induktivhärten (Surface Hardness Depth)
VHCF	Very High Cycle Fatigue
VVG	Vorvergütet

Variablen

Δ	Differenz oder Schwingweite
γ_M	Sicherheitsfaktor zur Absenkung der Bauteilwöhlerlinie
ε	Dehnung
ε'_f	Zyklischer Duktilitätskoeffizient
ν	Querkontraktionszahl
σ	Spannung
σ'_f	Schwingfestigkeitskoeffizient

Nomenklatur

a	Risslänge
a_ϵ	Konstante zur Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve
a_σ	Konstante zur Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve
a_M	Konstante zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit
$a_{P,D}$	Konstante zur Abschätzung der Dauerfestigkeit der Werkstoff-Wöhlerlinie
$a_{P,Z}$	Konstante zur Abschätzung der Stützstelle der Werkstoff-Wöhlerlinie
$a_{R,d}$	Konstante zur Berechnung des modifizierten Rauheitsfaktors
$a_{R,P}$	Konstante zur Berechnung des Rauheitsfaktors
A	Bruchdehnung
A_g	Gleichmaßdehnung
A_{ref}	Referenzfläche
A_σ	Hochbeanspruchte Oberfläche
b	Schwingfestigkeitsexponent
b_σ	Konstante zur Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve
b_ϵ	Konstante zur Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve
b_M	Konstante zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit
$b_{P,D}$	Exponent zur Abschätzung der Dauerfestigkeit der Werkstoff-Wöhlerlinie
$b_{P,Z}$	Exponent zur Abschätzung der Stützstelle der Werkstoff-Wöhlerlinie
$b_{R,P}$	Konstante zur Berechnung des Rauheitsfaktors
c	Zyklischer Duktilitätsexponent
c_V	Elastischer Übertragungsfaktor
d	Exponent der P_{RAJ} -Wöhlerlinie
d_1, d_2	Exponenten der P_{RAM} -Wöhlerlinie
d_{Rand}	Randschichtdicke
D	Schadenssumme
E	Elastizitätsmodul
$f_{2,5\%}$	Faktor zur Umbewertung der Werkstoff-Wöhlerlinie auf 2,5 % Ausfallwahrscheinlichkeit
f_{RAJ}	Bauteilfaktor zur Überführung der P_{RAJ} -Werkstoffwöhlerlinie in eine Bauteilwöhlerlinie
f_{RAM}	Bauteilfaktor zur Überführung der P_{RAM} -Werkstoffwöhlerlinie in eine Bauteilwöhlerlinie
f_{Vak}	Vakuumsfaktor zur Berücksichtigung der gesteigerten Schwingfestigkeit des Kernmaterials
F	Kraft
G	Bezogener Spannungsgradient

HV	Härte nach Vickers
J	J-Integral
k	Mittelspannungskorrekturfaktor
k_{st}	Weibull-Exponent
K'	Zyklischer Verfestigungskoeffizient
K_p	Plastische Traglastformzahl
K_{pR}	Modifizierte Traglastformzahl bei randschichtbehafteten Bauteilen
$K_{R,d}$	Modifizierter Rauheitsfaktor
$K_{R,P}$	Rauheitsfaktor
L_F	Last bei Fließbeginn
L_p	Vollplastische Grenzlast
M_σ	Mittelspannungsempfindlichkeit
m	Median
N	Schwingspielzahl
N_A	Anrisschwingspielzahl
n'	Zyklischer Verfestigungsexponent
n_{bm}	Bruchmechanische Stützzahl
n_p	Werkstoffmechanische Stützzahl
n_{st}	Statistische Stützzahl
P_A	Ausfallwahrscheinlichkeit
P_{RAJ}	Schädigungsparameter
P_{RAM}	Schädigungsparameter
Q	Quantil
R	Kerbradius
R_ε	Dehnungsverhältnis
R_σ	Spannungsverhältnis
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	0,2%-Dehngrenze
Rz	Gemittelte Rautiefe
S	Nennspannung
T	Streuspanne
Z	Brucheinschnürung

Indizes

$(\dots)_0$	Ausgangs-/Bezugsgröße
$(\dots)_a$	Spannungs- oder Dehnungsamplitude
$(\dots)_{ax}$	Axialer Eigenspannungsanteil
$(\dots)_{close}$	Risschließspannung oder -dehnung einer Hysterese
$(\dots)_{\dots,D}$	Dauerfestigkeitsstützstelle der Schädigungsparameterwöhlerlinie
$(\dots)_{eff}$	Effektiv
$(\dots)_{el}$	Elastisch
$(\dots)_e$	Elastizitätstheoretische Größe
$(\dots)_{e,V}$	Elastizitätstheoretische Vergleichsgröße nach von Mises
$(\dots)_{exp}$	Experimenteller Kennwert
$(\dots)_{ij}$	Tensorkomponente
$(\dots)_m$	Mittelspannung oder -dehnung
$(\dots)_{max}$	Maximalwert
$(\dots)_{min}$	Minimalwert
$(\dots)_o$	Oberwert
$(\dots)_{pl}$	Plastisch
$(\dots)_{rad}$	Radialer Eigenspannungsanteil
$(\dots)_{RAJ}$	auf den Schädigungsparameter P_{RAJ} bezogen
$(\dots)_{RAM}$	auf den Schädigungsparameter P_{RAM} bezogen
$(\dots)_{schätz}$	Rechnerischer Kennwert
$(\dots)_{tan}$	Tangentialer Eigenspannungsanteil
$(\dots)_{tot}$	Total
$(\dots)_u$	Untervert
$(\dots)_V$	Vergleichsgröße nach von Mises
$(\dots)_{\dots,WS}$	Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs
$(\dots)_{\dots,Z}$	Zeitfestigkeitsstützstelle der Schädigungsparameterwöhlerlinie
$(\dots)'$	Zyklischer Kennwert
$(\dots)^*$	Spannung oder Dehnung des Sternterms
$(\dots)^{RS}$	Eigenspannung oder -dehnung

1. Einleitung

1.1. Motivation

Bauteile unterliegen im Anwendungsbetrieb in der Regel einer zyklischen Beanspruchung, die eine Rissbildung bewirken und zum sogenannten Ermüdungsbruch führen kann. Der Nachweis, dass ein Bauteil die gesamte vorgesehene Einsatzdauer schadensfrei erträgt, ist daher einer der Kernpunkte der Betriebsfestigkeit. In nahezu allen Gebieten des Maschinenbaus spielt heutzutage jedoch die ökologische und ökonomische Nachhaltigkeit eine immer wichtigere Rolle – beispielsweise in der Automobilbranche. Bei der Bauteilauslegung von Fahrzeugteilen wird daher ein möglichst geringer Ressourcenverbrauch in der Fertigung bei gleichzeitig hoher Lebensdauer und schadensfreier Haltbarkeit im Fahrbetrieb angestrebt. Wenn es der vorgesehene Beanspruchungszustand zulässt, wird häufig auf eine dauerfeste Auslegung verzichtet und das Bauteil betriebsfest dimensioniert – dieses muss eine Schwingbeanspruchung somit nicht (rechnerisch) unendlich oft ertragen, sondern nur eine bestimmte Nutzungsdauer schadensfrei überstehen. Zur Bestimmung der Betriebsfestigkeit und der Anrisslebensdauer eines gekerbten Bauteils unter zyklischer Beanspruchung hat sich das Örtliche Konzept zur Nachweisführung etabliert. Eine praxistaugliche und statistisch abgesicherte Anwendungsvorschrift dieses Berechnungskonzepts bietet die FKM-Richtlinie Nichtlinear [1], dessen Ertüchtigung für hoch- und höchstfeste Stähle sowie randschichtverfestigte Bauteile den Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit darstellt.

Aufgrund ihrer sehr hohen Festigkeit und hohem Widerstand gegenüber Verschleiß werden bei der Fertigung von hochbeanspruchten Bauteilen zunehmend hoch- und höchstfeste Stähle verwendet. Der Einsatz dieser höherfesten Werkstoffe verlängert nicht nur die Lebensdauer der Bauteile, sondern bietet auch das Potenzial für eine nachhaltigere und ressourceneffizientere Fertigung. In der Automobilbranche können somit beispielsweise sicherheitsrelevante und crashbelastete Karosserieteile verstärkt sowie der Kraftstoffverbrauch und Schadstoffausstoß durch mehr Leichtbau und die damit einhergehende Gewichtsreduktion gesenkt werden [2]. Des Weiteren lässt sich somit auch die Haltbarkeit von verschleißbeanspruchten Fahrwerks-, Antriebs- und Getriebebauteilen wie Lagern, Wellen und Zahnräder sowie Schrauben und Bolzen erhöhen [3]. Hoch- und höchstfeste Stähle finden zudem auch vermehrt Anwendung in der Luftfahrtindustrie: Die Nutzung spezieller höchstfester Luft- und Raumfahrtwerkstoffe aus Stahl verbessert die Festigkeit und Haltbarkeit von Fahrwerkskomponenten und Verbindungselementen sowie Antriebs- und Tragwellen in Strahltriebwerken, wobei gleichzeitig das Flugzeuggewicht und somit der Treibstoffverbrauch sowie Schadstoffausstoß reduziert werden [4]. Darüber hinaus werden hochfeste Stähle für Reaktorbauteile und in der Petrolindustrie aufgrund ihrer hohen Beständigkeit gegenüber Spannungsrisskorrosion verwendet [5].

Anders als bei niedrig- und mittelfesten Stählen gibt es für höherfeste Werkstoffe bisher jedoch keine etablierten Methoden zur Abschätzung des zyklischen Werkstoffverhaltens auf Basis weniger experimenteller Eingangsdaten, wodurch kosten- und zeitintensive Schwingfestigkeitsuntersuchungen benötigt werden. Dieser Sachverhalt ist insofern problematisch, da das abgeschätzte Werkstoffverhalten häufig

als Eingangsgröße für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Bauteilen verwendet wird. Bisherige (teils vorläufige) Abschätzungsmethoden für hoch- und höchstfeste Stähle, die aktuell in Richtlinien implementiert sind, sehen nur die Bewertung des Dauerfestigkeitsbereichs vor oder können zu unzureichenden Ergebnissen führen [6]. So ist beispielweise der Gültigkeitsbereich des Ermüdungsfestigkeitsnachweises auf Basis des Örtlichen Konzepts gemäß dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear für Bauteile aus Stahl durch eine maximale Zugfestigkeit von $R_m \leq 1200$ MPa begrenzt [1].

Bei der Fertigung von hochbeanspruchten Bauteilen können neben der Verwendung von höchstfesten Stählen auch Randschichtverfestigungsverfahren eingesetzt werden, um die Widerstandsfähigkeit von niedrig- und mittelfesten Stählen zu erhöhen. Infolgedessen werden im Bauteil inhomogene Materialeigenschaften wie Festigkeits- und Härtegradienten sowie Eigenspannungen eingebracht [7]. Die gehärtete Randschicht weist durch eine höhere Festigkeit und die eingebrachten lebensdauerförderlichen Druckeigenspannungen somit bessere mechanische Eigenschaften als das im Inneren vorliegende niedrigfeste Kernmaterial vor. Während sich das elastische Materialverhalten der beiden Werkstoffbereiche nicht wesentlich unterscheidet, weist die Randschicht eine höhere Fließgrenze und somit einen deutlich höheren Widerstand gegenüber plastischen Verformungen auf. Diese können hierbei, je nach Bauteilgeometrie und Beanspruchung, jedoch sowohl in der Randschicht als auch im Kernmaterial zuerst auftreten. Das Versagen kann somit, aufgrund der inhomogenen Materialeigenschaften im Bauteil, vom Kerbgrund oder vom Übergangsbereich zwischen Kernmaterial und Randschicht ausgehen [8]. Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis auf Basis des Örtlichen Konzepts nach dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear ist aktuell jedoch nur für homogene Bauteile anwendbar, da keine Berücksichtigung einer zweiten, innenliegenden Versagensstelle vorgesehen und der Kerbgrund der einzige betrachtete Nachweispunkt ist. Darüber hinaus sind Ansätze zur Erfassung des im Bauteil vorliegenden Eigenspannungszustands, wie beispielsweise in der FKM-Richtlinie Linear [9] enthalten, bisher nur für den Dauerfestigkeitsbereich anwendbar.

1.2. Vorgehensweise und Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, Berechnungsmethoden zu entwickeln oder zu erweitern, um die Schwingfestigkeit von hoch- und höchstfesten Stählen sowie randschichtverfestigten und eigenspannungsbehafteten Bauteilen berechnen und abschätzen zu können.

Zunächst wird der aktuelle Stand der Wissenschaft und Technik dargestellt, um die werkstoffmechanischen Grundlagen und Methoden, die in dieser Arbeit Anwendung finden, zu erläutern. Hierzu gehört eine Einführung in die Schwingfestigkeit und das Werkstoffverhalten unter zyklischer Beanspruchung sowie eine Übersicht über gängige Ermüdungsfestigkeitsnachweise. Ausführlicher wird dabei auf das Örtliche Konzept und die hierfür notwendigen Kennwerte, Formeln und Methoden dieses Berechnungsablaufs eingegangen. Des Weiteren wird das zyklische Werkstoffverhalten von hoch- und höchstfesten Stählen sowie der Einfluss von Randschichtverfestigungsmaßnahmen auf die Schwingfestigkeit von derart behandelten Bauteilen erläutert.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die hoch- und höchstfesten Stähle X3CrNiMoAl13-8-2, 100Cr6 und X40CrMoV5-1 experimentell mittels quasistatischen sowie zyklischen Versuchen untersucht. Aus den gewonnenen Erkenntnissen werden bestehende Abschätzmethoden der FKM-Richtlinie Nichtlinear [1] für niedrig- und mittelfeste Stähle angepasst und erweitert, um auch das zyklische Werkstoffverhalten

höherfester Materialien auf Basis weniger experimenteller Eingangsdaten abbilden zu können. Eine Validierung erfolgt mit einer Versuchsdatenbank, die Ergebnisse von experimentellen Schwingfestigkeitsuntersuchungen verschiedener hoch- und höchstfester Stähle enthält.

Darüber hinaus wurden bauteilähnliche Proben, die unter dem Einsatz verschiedener Randschichtverfestigungsverfahren und Werkstoffe gefertigt wurden, zyklischen Versuchen unterzogen. Die experimentellen Ergebnisse sowie numerische Untersuchungen mittels Finite-Elemente-Methode dienen als Grundlage für die Erweiterung des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach dem Örtlichen Konzept. Zur Anwendung der Nachweisführung nach der FKM-Richtlinie Nichtlinear für randschicht- und eigenspannungsbehaftete Bauteile wird ein sogenannter Zweipunkt-Nachweis entwickelt, der eine Lebensdauerberechnung an beiden versagensmaßgeblichen Stellen – unter Berücksichtigung des jeweiligen Eigenspannungszustands – ermöglicht. Hierfür wurden außerdem das Kerbnäherungsverfahren nach Neuber bzw. Seeger-Beste zur Abschätzung der elastisch-plastischen Dehnungen an beiden Nachweispunkten ausgehend von elastizitätstheoretisch ermittelten Spannungen erweitert. Eine Validierung der entwickelten Berechnungsmethoden erfolgt mit einer Versuchsdatenbank, die Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen zur Schwingfestigkeit bauteilähnlicher Proben verschiedener Randschichtbehandlungsverfahren aus den eigenen Versuchen und der Literatur enthält.

Den Abschluss der vorliegenden Arbeit bilden eine Zusammenfassung der gewonnenen Erkenntnisse sowie ein Ausblick auf noch offene Fragestellungen.

2. Stand von Wissenschaft und Technik

2.1. Schwingfestigkeit und zyklische Werkstoffkennwerte

Bauteile und Werkstoffe unterliegen im Anwendungsbetrieb häufig einer zyklischen Beanspruchung, die zur sogenannten Ermüdung führen kann. Nach einer Rissinitiierung an Kerben, mikroskopischen Rissen oder Fehlstellen im Werkstoff führt die schwingende Belastung zu einem stetigen Risswachstum und schließlich zum Versagen des Bauteils. Die hierfür benötigte Beanspruchung kann weit unterhalb der statischen Festigkeit liegen. Unterschieden wird zudem zwischen der *Schwingfestigkeit* mit einer konstanten, periodischen Beanspruchung und der *Betriebsfestigkeit*, bei der variable Lastamplituden und variierende -mittelwerte aperiodisch vorliegen [8].

Zur Bestimmung der Lebensdauer zyklisch beanspruchter Bauteile, beispielsweise bei der Bauteilauslegung, wurden verschiedene Ermüdungsfestigkeitsnachweise entwickelt, deren Anwendungsgebiet von der Geometrie und Art des Bauteils sowie von der Beanspruchungshöhe bestimmt ist. Hierbei wird außerdem zwischen globalen oder lokalen sowie bauteil- oder werkstoffbasierten Konzepten unterschieden. Als gängige Nachweiskonzepte seien hier das Nennspannungskonzept, das bei einfachen Bauteilen mit definierbaren Nennspannungen Anwendung findet oder das Strukturspannungskonzept als eine Abwandlung des Nennspannungskonzepts zum Nachweis von Schweißnähten genannt [10]. Beide sind den globalen und bauteilbasierten Konzepten zuzuordnen. Das Kerbspannungskonzept (lokal und bauteilbasiert) wird bei komplexeren Geometrien verwendet, bei denen keine Nennspannungen mehr angegeben werden können [11]. Zur Ermittlung des örtlichen elastischen Spannungszustands im Kerbgrund müssen daher Finite-Elemente-Analysen (FEA) genutzt werden. Das Örtliche Konzept (lokal und werkstoffbasiert, auch Kerbdehnungskonzept genannt) findet bei gekerbten Bauteilen unter zyklischer Beanspruchung Anwendung und ermöglicht die Berücksichtigung der örtlich elastisch-plastischen Dehnungen im versagensmaßgeblichen Kerbgrund [8] – weitere Erläuterungen hierzu siehe Kapitel 2.2. Zuletzt sei das Rissfortschrittskonzept (lokal und werkstoffbasiert) genannt, das Aussagen zum Risswachstum eines vorliegenden Anrisses bis zum Bruch des Bauteils treffen kann [8].

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird das Örtliche Konzept angewendet. Die für die Anwendung des Konzepts benötigten werkstoffmechanischen Kennwerte und Formeln, Eingabedaten, Einflussgrößen sowie Berechnungsmethoden werden im Folgenden erläutert.

2.1.1. Zyklisches Werkstoffverhalten

Unter zyklischer Beanspruchung folgt der nichtlineare, elastisch-plastische Zusammenhang zwischen Spannungen σ und Dehnungen ε einer Hystereseschleife, wie in Abbildung 2.1 schematisch dargestellt. Die angegebenen Kennwerte der Hysterese, wie die Spannungs- bzw. Dehnungsamplitude σ_a bzw. ε_a sowie die Mittelspannung bzw. -dehnung σ_m bzw. ε_m (an der versagensmaßgeblichen Stelle im Kerbgrund) werden im Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Örtlichen Konzept genutzt, um Schädigungsparameter zu berechnen und so den Zusammenhang zwischen Beanspruchung und resultierender

Lebensdauer herzustellen [1], siehe Kapitel 2.2.3. Aus dem Ober- und Unterwert der Dehnung bzw. Spannung wird nach Gleichung (2.1) zudem das Dehnungs- bzw. Spannungsverhältnis R bestimmt [8]:

$$R_\varepsilon = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_o}, \quad R_\sigma = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}. \quad (2.1)$$

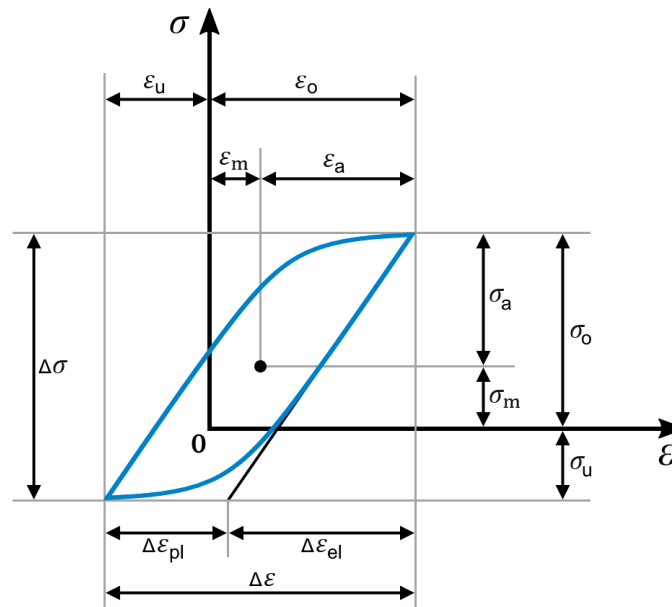


Abbildung 2.1: Schematischer Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Hysterese und zugehörige Kennwerte (in Anlehnung an [8]).

Zur Beschreibung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens unter zyklischer Beanspruchung dient die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Ramberg-Osgood [12], die den Zusammenhang zwischen Spannungsamplitude σ_a und totaler Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon_{a,tot}$ herstellt:

$$\varepsilon_{a,tot} = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}}. \quad (2.2)$$

Die Kurve kann experimentell bspw. mittels Wöhlerversuchen nach dem Perlenschnurverfahren [13] (siehe Kapitel 2.1.2) oder einem Incremental-Step-Test [14] ermittelt werden. Aus den Versuchsergebnissen lassen sich über eine Regressionsrechnung als werkstoffmechanische Kennwerte der zyklische Verfestigungskoeffizient K' und -exponent n' bestimmen. Darüber hinaus bietet beispielsweise die FKM-Richtlinie Nichtlinear [1] Methoden zur Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve auf Basis der Zugfestigkeit (siehe Kapitel 4.2.1).

Im Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Örtlichen Konzept dient die Ramberg-Osgood-Gleichung zur Beschreibung der Erstbelastungskurve unter zyklischer Beanspruchung, wie in Abbildung 2.2 (in blau) dargestellt. Nach Masing [15] gilt, dass die Spannungen und Dehnungen der Hystereseschleifenäste $\Delta\sigma$ und $\Delta\varepsilon$ einer verdoppelten Erstbelastungskurve folgen, siehe Abbildung 2.2 (in rot):

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_{el} + \Delta\varepsilon_{pl} = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K'}\right)^{\frac{1}{n'}}. \quad (2.3)$$

Des Weiteren wird im Ermüdungsfestigkeitsnachweis das „Werkstoffgedächtnis“ über die drei Memory-Effekte [16] berücksichtigt, siehe Abbildung 2.2: Beim *Memory 1* folgt der Spannungs-Dehnungs-Pfad

weiter der Erstbelastungskurve, wenn zuvor eine Hystereseschleife auf der Erstbelastungskurve geschlossen wurde. *Memory 2* bedeutet, dass nach dem Schließen einer Hystereseschleife, die auf einem Hystereseast begonnen wurde, der ursprüngliche Hystereseschleifenast weiterverfolgt wird. Ein *Memory 3* tritt ein, wenn ein auf der Erstbelastungskurve begonnener Hystereseschleifenast betragsmäßig die Spannungen und Dehnungen seines Startpunkts im gegenüberliegenden Quadranten erreicht. Der Hystereseschleifenast endet dort und der Spannungs-Dehnungs-Pfad folgt weiter der Erstbelastungskurve.

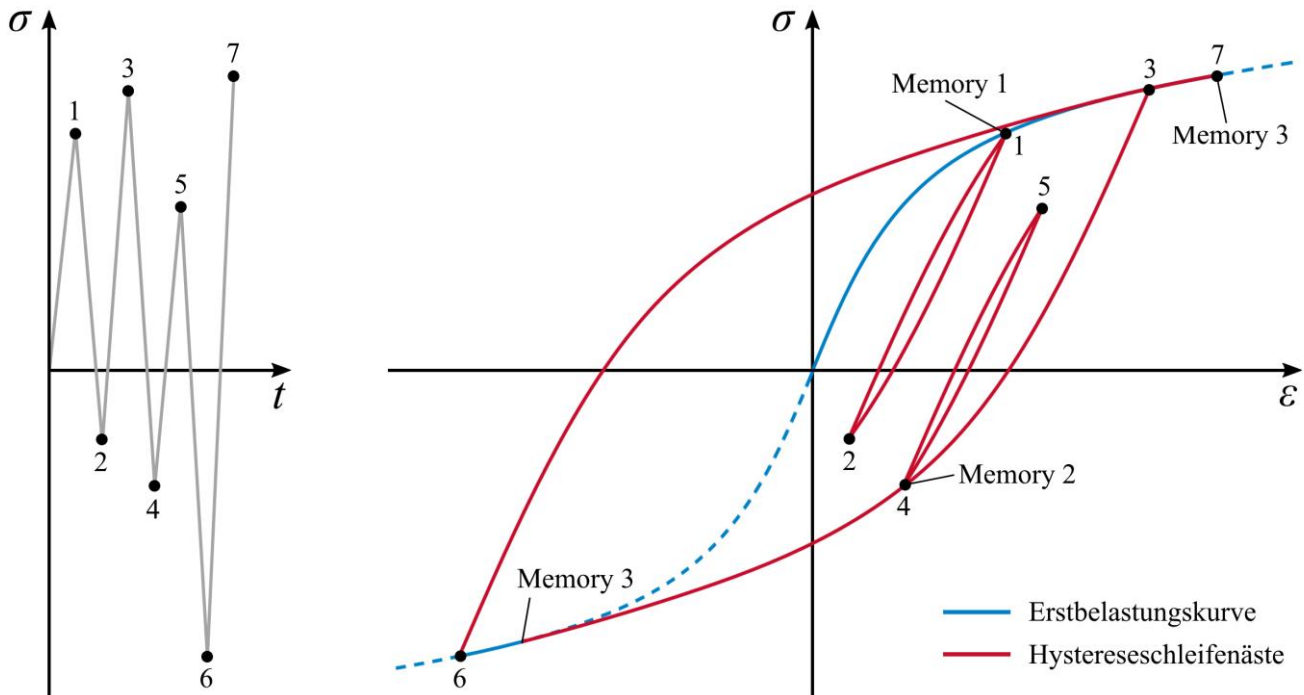


Abbildung 2.2: Beispiel einer Spannungs-Zeit-Folge und schematische Darstellung des resultierenden Spannungs-Dehnungs-Verlaufs unter Berücksichtigung des Masing-Memory-Verhaltens des Werkstoffs (in Anlehnung an [16]).

2.1.2. Wöhlerversuch und -linien

Die experimentelle Ermittlung der Schwingfestigkeit von Werkstoffen und Bauteilen erfolgt mittels Wöhlerversuchen, bei denen Probekörper unter zyklischer einstufiger Beanspruchung bis zum Versagen geprüft werden. Als Versagenskriterium kann ein Anriss einer bestimmten Länge, ein Steifigkeitsabfall der Probe oder der vollständige Bruch definiert sein. Die Versuchsergebnisse werden in Wöhlerdiagrammen mit doppellogarithmischer Achsenskalierung aufgetragen und somit der Zusammenhang zwischen Beanspruchung und resultierender Lebensdauer hergestellt.

Eine Unterscheidung erfolgt zwischen Wöhlerversuchen nach dem Horizonten- und dem Perlenschnurverfahren. Beim Horizontenverfahren werden auf üblicherweise zwei bis drei unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus jeweils mehrere Proben geprüft, wodurch sich die Streuung der resultierenden Lebensdauern ermitteln lässt. Beim Perlenschnurverfahren werden mehrere äquidistante Beanspruchungsniveaus gewählt und jeweils nur eine Probe geprüft, um einen breiten Lebensdauerbereich des Wöhlerdiagramms abzudecken. [13]

Zur Ermittlung der Schwingfestigkeit von Werkstoffen werden in der Regel dehnungsgeregelte Wöhlerversuche mit ungekerbten Werkstoffproben durchgeführt. Der Zusammenhang der aufgebrachten Dehnungsamplitude und der experimentell ermittelten Lebensdauer lässt sich hierbei durch die Dehnungswöhlerlinie beschreiben, die sich aus den elastischen und plastischen Dehnungsanteilen zusammensetzt,

siehe Abbildung 2.3. Die Dehnungswöhlerlinie entspricht einer doppellogarithmischen Darstellung der Gesamtdehnungsamplitude $\varepsilon_{a,tot}$ über der Schwingspielzahl N und wird mit dem Berechnungsansatz von Manson [17], Coffin [18] und Morrow [19]

$$\varepsilon_{a,tot} = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \quad (2.4)$$

beschrieben. Die zyklischen Werkstoffkennwerte wie der Schwingfestigkeitskoeffizient σ'_f und der -exponent b sowie der zyklische Duktilitätskoeffizient ε'_f und der -exponent c werden auf Basis von zwei linearen Regressionsrechnungen getrennt für die elastischen und plastischen Dehnungsanteile aus den Versuchsergebnissen bestimmt. Unterteilen lässt sich die Dehnungswöhlerlinie in die Bereiche Low Cycle Fatigue (LCF) und High Cycle Fatigue (HCF), wobei die Grenze bei Schwingspielzahlen zwischen 10^3 und 10^4 liegt. Charakteristisch für den LCF-Bereich ist das Auftreten von höheren plastischen Dehnungen, wodurch eine rein elastische Betrachtung nicht mehr ausreicht, siehe auch Abbildung 2.3. Bei Schwingspielzahlen größer 10^8 beginnt der Bereich der Very High Cycle Fatigue (VHCF). [8, 13]

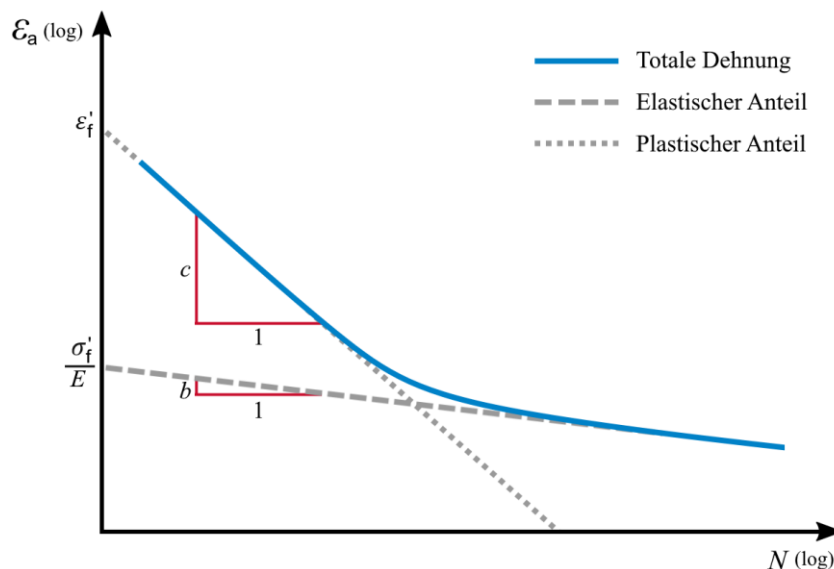


Abbildung 2.3: Schematischer Verlauf der Dehnungswöhlerlinie und zugehörige Kennwerte (in Anlehnung an [8]).

Die Schwingfestigkeit von Bauteilen oder bauteilähnlichen Proben wird üblicherweise mittels kraftgeregelten Wöhlerversuchen ermittelt. Die Versuchsergebnisse werden in Form von (Nenn-)Spannungswöhlerlinien dargestellt, bei denen die Nennspannungsamplitude S_a über die Schwingspielzahl N in einer doppellogarithmischen Darstellung aufgetragen wird, siehe Abbildung 2.4. Die Nennspannung wird bei gekerbten Bauteilen meist auf den Nettoquerschnitt im Kerbgrund bezogen. Im Zeitfestigkeitsbereich (ca. 10^4 bis 10^5 Schwingspiele) wird die Spannungswöhlerlinie durch eine Gerade beschrieben (gepunktet dargestellt), die sich durch

$$S_a = S_A \cdot \left(\frac{N}{10^6} \right)^{-\frac{1}{k}} \quad (2.5)$$

bestimmen lässt [8]. Die Stützstelle S_A (im Rahmen dieser Arbeit bei 10^6 Schwingspielen definiert) und die Steigung k werden auf Basis der experimentellen Ergebnisse mittels einer linearen Regressionsrechnung (mit logarithmierten Nennspannungsamplituden und Anrisslebensdauern) ermittelt, wobei nur die

Versuchsergebnisse im Zeitfestigkeitsbereich berücksichtigt werden. Unter Berücksichtigung aller Versuchsergebnisse kann eine Gesamtspannungswöhlerlinie bestimmt werden (in blau dargestellt). Charakteristisch für diese gesamte Spannungswöhlerlinie ist die asymptotische Näherung an die statische Festigkeit im Bereich sehr kurzer Lebensdauern sowie das horizontale Auslaufen in die Dauerfestigkeit, s. Abbildung 2.4. Unterteilen lässt sich die Spannungswöhlerlinie somit in den Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich [8].

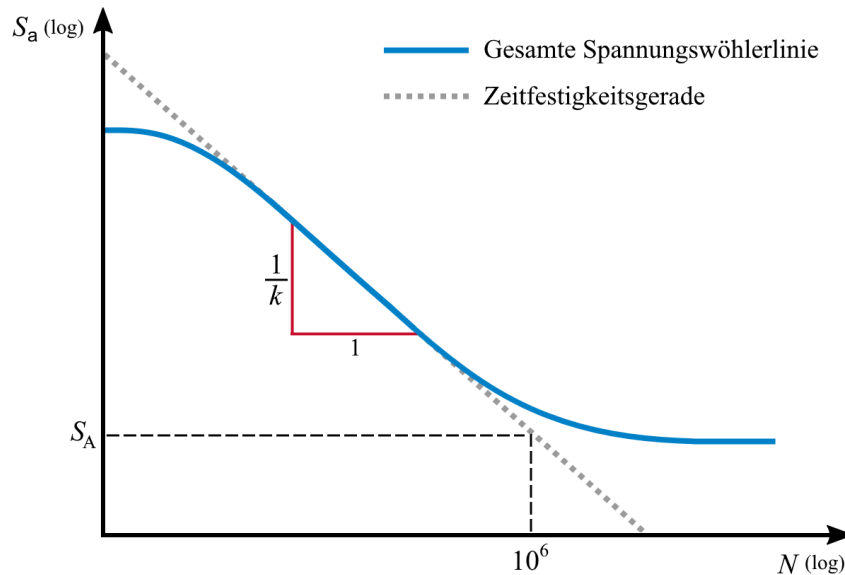


Abbildung 2.4: Schematischer Verlauf der (Nenn-)Spannungswöhlerlinie und zugehörige Kennwerte (in Anlehnung an [8]).

2.2. Örtliches Konzept und die FKM-Richtlinie Nichtlinear

Das Örtliche Konzept wird zur Bestimmung der Anrisslebensdauer von gekerbten Bauteilen unter zyklischer Beanspruchung genutzt, wobei der örtlich elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Zustand an der versagensmaßgeblichen Stelle berücksichtigt wird. Hierbei gilt die Annahme, dass an dieser höchstbeanspruchten Stelle im Kerbgrund des Bauteils das zyklische Werkstoffverhalten dem einer ungekerbten Werkstoffprobe (bei gleicher Beanspruchung und identischem Werkstoffzustand) entspricht. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird der Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Örtlichen Konzept angewendet, wie er in der FKM-Richtlinie Nichtlinear beschrieben ist.

Die „Bausteine“ und der Ablauf des Örtlichen Konzepts werden in den kommenden Kapiteln ausführlicher erläutert, lassen sich jedoch wie folgt zusammenfassen: Bei der Nachweisführung wird das zyklische Werkstoffverhalten durch die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Ramberg-Osgood unter Berücksichtigung des Masing-Memory-Verhaltens beschrieben, siehe Kapitel 2.1.1. Zur Ermittlung der örtlich elastisch-plastischen Dehnungen im Kerbgrund werden Kerbnäherungsverfahren angewendet, die diese Beanspruchungen ausgehend von elastizitätstheoretisch ermittelten Spannungen abschätzen. Mittels einer Rainflow-Zählung werden die aus der Last-Zeit-Folge resultierenden Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der versagensmaßgeblichen Stelle bestimmt. Aus den Spannungs- und Dehnungswerten dieser Hysteresen werden Schädigungsparameter berechnet und über Schädigungsparameterwöhlerlinien der Zusammenhang zur jeweils resultierenden Lebensdauer hergestellt. Zur Überführung des Werkstoffs auf das Bauteil werden nichtlokale Einflüsse wie die hochbeanspruchte Oberfläche und der Spannungsgradient an der versagensmaßgeblichen Stelle sowie die Rauheit des Bauteils berücksichtigt. Eine Schadensakkumulationsrechnung ergibt die Lebensdauer des Bauteils.

2.2.1. Kerbnäherungsverfahren

Zur Bestimmung der örtlich elastisch-plastischen Dehnungen im Kerbgrund werden im Rahmen des Örtlichen Konzepts Kerbnäherungsverfahren genutzt. Diese Beanspruchungen lassen sich bei komplexen Bauteilen nicht analytisch bestimmen und die zur Ermittlung benötigten nichtlinearen Finite-Elemente-Analysen sind für den Anwender ggf. zeit- und kostenaufwendig. Mit Hilfe der Kerbnäherungsverfahren können die lokalen Beanspruchungen an der versagensmaßgeblichen Stelle daher auf einfache Weise aus elastizitätstheoretisch ermittelten Spannungen abgeschätzt werden.

Ein in der FKM-Richtlinie Nichtlinear genutztes Kerbnäherungsverfahren ist die Methode nach Neuber [20], die beim Nachweis mit dem Schädigungsparameter P_{RAM} (siehe Kapitel 2.2.3.1) zur Anwendung kommt. Neuber nimmt an, dass das Produkt aus den elastizitätstheoretischen Spannungen σ_e und Dehnungen ε_e dem der elastisch-plastischen Beanspruchungen gleichgesetzt werden kann, sodass für den einachsigen Fall

$$\sigma_e \cdot \varepsilon_e = \sigma \cdot \varepsilon \quad (2.6)$$

gilt. Nach Hoffmann und Seeger [21] ist eine Verallgemeinerung der Neuber-Formel durch die Verwendung von Vergleichsgrößen auch für mehrachsige Beanspruchungen anwendbar:

$$\sigma_{e,V} \cdot \varepsilon_{e,V} = \sigma_V \cdot \varepsilon_V \quad (2.7)$$

Da sich bei hohen plastischen Deformationen starke Abweichungen zwischen der Näherung und elastisch-plastischen FE-Lösung zeigten, entwickelten Seeger und Heuler [22] eine erweiterte Methode der Neuber-Kerbnäherung. Sie führten einen sogenannten Sternterm unter Berücksichtigung der plastischen Traglastformzahl K_p (als Verhältnis der vollplastischen Grenzlast L_p zur Last bei Fließbeginn L_F) ein:

$$\sigma_{e,V} \cdot \varepsilon_{e,V} \cdot \left(\frac{\varepsilon^*}{\sigma^*/E} \right) = \sigma_V \cdot \varepsilon_V, \quad (2.8)$$

mit $\varepsilon^* = \frac{\sigma^*}{E} + \left(\frac{\sigma^*}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}$, $\sigma^* = \frac{\sigma_{e,V}}{K_p}$, $K_p = \frac{L_p}{L_F}$.

Bei der Nachweisführung mit dem Schädigungsparameter P_{RAJ} (siehe Kapitel 2.2.3.2) wird die Kerbnäherung nach Seeger und Beste [23] genutzt:

$$\sigma \cdot \varepsilon = \sigma_e \cdot K_p \cdot \varepsilon^* \cdot \left(\frac{2}{u^2} \cdot \ln \left(\frac{1}{\cos(u)} \right) + \left(\frac{\sigma}{\sigma_e} \right)^2 - \frac{\sigma}{\sigma_e} \right), \quad (2.9)$$

mit $u = \frac{\pi}{2} \cdot \left(\frac{\sigma_e/\sigma - 1}{K_p - 1} \right)$.

2.2.2. Rainflow-Zählung

Zur Ermittlung der durch die Last-Zeit-Folge induzierten geschlossenen Hysteresen an der versagensmaßgeblichen Stelle im Kerbgrund wird eine Rainflow-Zählung (unter Berücksichtigung des Masing-Memory-Verhaltens) durchgeführt. Hierfür wird nach dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear der

Hysteresezählalgorithmus *HCM* nach Clormann und Seeger [16] angewendet. Alle Hysteresen werden hierbei als Schädigungsereignis mit Informationen zu den jeweiligen Amplituden und Mittelwerten der Spannungen und Dehnungen sowie R_{σ} - und R_{ϵ} -Verhältnisse erkannt.

2.2.3. Schädigungsparameter und Werkstoffwöhlerlinien

Die FKM-Richtlinie Nichtlinear nutzt zur werkstoffmechanischen Beschreibung des Zusammenhangs von aufgebrachtter Beanspruchung zur resultierenden Lebensdauer Schädigungsparameterwöhlerlinien anstelle von Dehnungs- oder Spannungswöhlerlinien (siehe Kapitel 2.1.2). Auf diese Weise können weitere werkstoffmechanische Effekte wie die Mittelspannungsempfindlichkeit oder das Rissöffnungs- und Riss-schließverhalten sowie Reihenfolgeeffekte berücksichtigt werden. Ebenso sind die Schädigungsparameterwöhlerlinien für alle R -Verhältnisse anwendbar, ohne dass eine Umrechnung über Haigh- oder Smith-Diagramme notwendig ist. [1]

2.2.3.1. Schädigungsparameter P_{RAM}

Der in der FKM-Richtlinie Nichtlinear genutzte Schädigungsparameter P_{RAM} basiert auf der Weiterentwicklung des Parameters P_{SWT} nach Smith, Watson und Topper [24] unter Verwendung des erweiterten Mittelspannungseinflusses nach Bergmann [25]. Hierbei wird die gesamte geschlossene Hystereseschleife an der versagensmaßgeblichen Stelle über die Spannungs- und Dehnungsamplitude σ_a bzw. ϵ_a sowie Mittelspannung σ_m berücksichtigt:

$$P_{RAM} = \begin{cases} \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \epsilon_a \cdot E} & \text{für } (\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \geq 0 \\ 0 & \text{für } (\sigma_a + k \cdot \sigma_m) < 0. \end{cases} \quad (2.10)$$

Die werkstoffabhängige Mittelspannungsempfindlichkeit M_{σ} wird über den Mittelspannungseinflussfaktor k berücksichtigt

$$k = \begin{cases} M_{\sigma} \cdot (M_{\sigma} + 2) & \text{für } \sigma_m \geq 0 \\ \frac{M_{\sigma}}{3} \cdot \left(\frac{M_{\sigma}}{3} + 2\right) & \text{für } \sigma_m < 0 \end{cases} \quad (2.11)$$

und kann einerseits experimentell ermittelt oder andererseits auf Basis der Zugfestigkeit abgeschätzt werden [1], siehe hierfür Kapitel 4.2.2.

Die P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Werkstoff entspricht in doppellogarithmischer Darstellung einem trilinearen Verlauf, siehe Abbildung 2.5. Im LCF-Bereich weist die Wöhlerlinie zwei unterschiedliche Steigungen d_1 und d_2 und eine Stützstelle $P_{RAM,Z,WS}$ bei 10^3 Schwingspielen vor. Beim Erreichen des Dauerfestigkeitsbereichs bei $P_{RAM,D,WS}$ knickt die Lebensdauerkurve in eine horizontale Linie ab, sodass insgesamt folgende Gleichung gilt:

$$N_{Werkstoff} = \begin{cases} 10^3 \cdot \left(\frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z,WS}}\right)^{1/d_1} & \text{für } P_{RAM} \geq P_{RAM,Z,WS} \\ 10^3 \cdot \left(\frac{P_{RAM}}{P_{RAM,Z,WS}}\right)^{1/d_2} & \text{für } P_{RAM,Z,WS} > P_{RAM} > P_{RAM,D,WS} \\ \infty & \text{für } P_{RAM,D,WS} \geq P_{RAM} \end{cases} \quad (2.12)$$

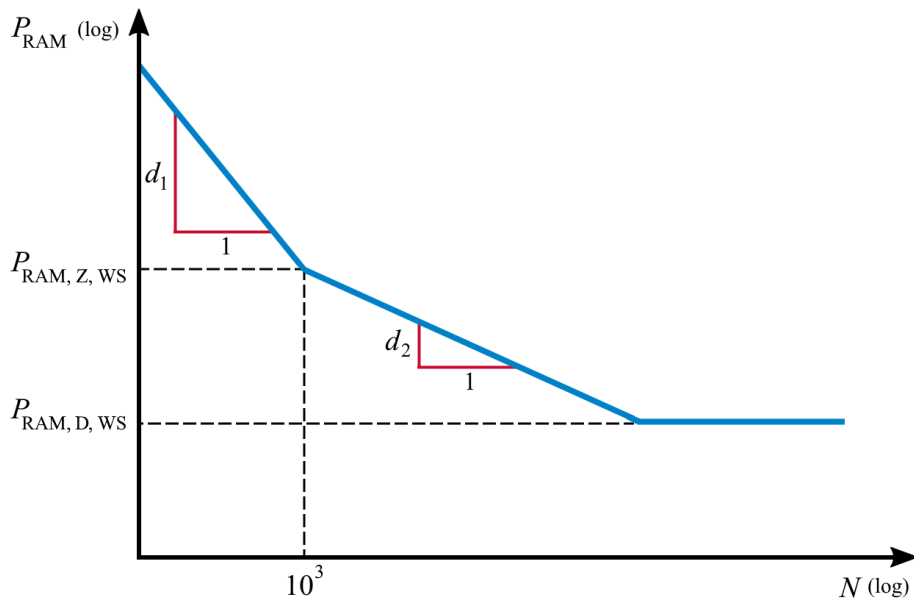


Abbildung 2.5: Schematischer Verlauf der P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs (in Anlehnung an [1]).

2.2.3.2. Schädigungsparameter P_{RAJ}

Neben der Mittelspannungsempfindlichkeit können das Verhalten des Risssschließens und -öffnens sowie Reihenfolgeeffekte über den Schädigungsparameter P_{RAJ} erfasst werden, der auf dem Parameter P_J nach Vormwald [26–29] basiert und über ein zyklisches J -Integral ΔJ_{eff} in Bezug auf die aktuelle Risslänge a definiert ist [1]:

$$P_{RAJ} = \frac{\Delta J_{eff}}{a} = \left[1,24 \cdot \frac{(\Delta\sigma_{eff})^2}{E} + \frac{1,02}{\sqrt{n'}} \cdot (\Delta\sigma_{eff}) \cdot \left((\Delta\varepsilon_{eff}) - \frac{(\Delta\sigma_{eff})}{E} \right) \right]. \quad (2.13)$$

Da nur Schwingspiele mit geöffneten Rissen schädigungswirksam sind und hier berücksichtigt werden können, kann dieser Schädigungsparameter genauere Lebensdauervorhersagen im Vergleich zum P_{RAM} ermöglichen [1]. Statt der gesamten geschlossenen Hystereseschleife wird beim P_{RAJ} nur der Bereich zwischen Maximalspannung σ_{max} und Risssschließspannung σ_{close} erfasst, wobei die effektiven Schwingweiten $\Delta\sigma_{eff}$ und $\Delta\varepsilon_{eff}$ gemäß

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{close} \quad \text{und} \quad \Delta\varepsilon_{eff} = \varepsilon_{max} - \varepsilon_{close} \quad (2.14)$$

berechnet werden. Weitere Informationen zum genauen Berechnungsablauf dieses Schädigungsparameters sind der FKM-Richtlinie Nichtlinear zu entnehmen.

Die Schädigungsparameterwöhlerlinie nach P_{RAJ} ist durch einen bilinearen Ansatz in doppellogarithmischer Darstellung definiert, siehe Abbildung 2.6. Die Stützstelle $P_{RAJ,Z,WS}$ ist bei 10^0 Schwingspielen und die Dauerfestigkeit durch $P_{RAJ,D,WS}$ definiert mit einer konstanten Steigung d für den gesamten LCF- und HCF-Bereich, sodass folgende Gleichung gilt:

$$N_{Werkstoff} = \begin{cases} \left(\frac{P_{RAJ}}{P_{RAJ,Z,WS}} \right)^{1/d} & \text{für } P_{RAJ} > P_{RAJ,D,WS} \\ \infty & \text{für } P_{RAJ} \leq P_{RAJ,D,WS} \end{cases} \quad (2.15)$$

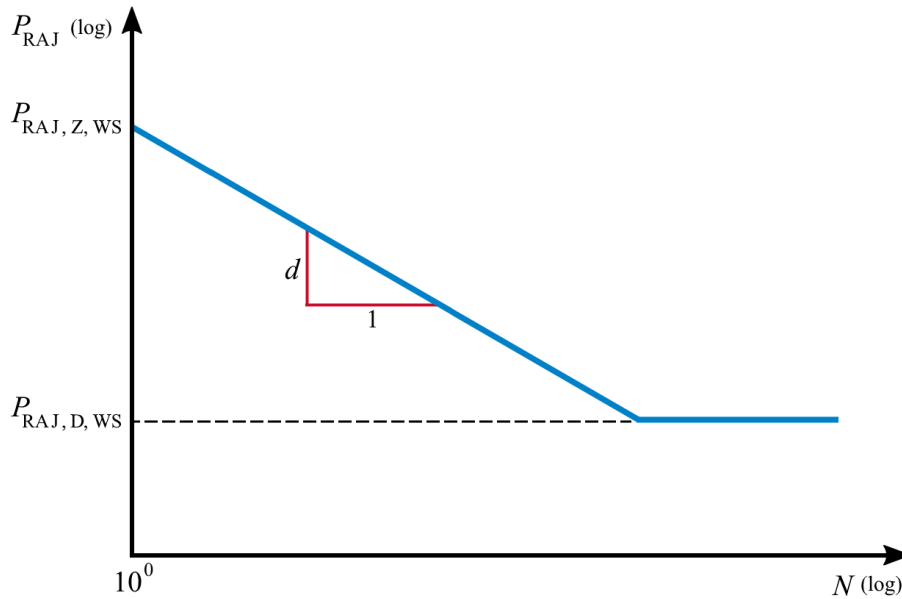


Abbildung 2.6: Schematischer Verlauf der P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs (in Anlehnung an [1]).

2.2.4. Bauteilwöhlerlinien

Die hier vorgestellten Schädigungsparameterwöhlerlinien gelten zunächst nur für den Werkstoff und werden für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Örtlichen Konzept unter Erfassung des Größeneinflusses sowie der Rauheit der Bauteiloberfläche (und ggf. eines Sicherheitsfaktors) in Bauteilwöhlerlinien überführt. Hierfür werden die Stützstellen der Schädigungsparameterwöhlerlinien des Werkstoffs durch die Bauteilfaktoren f_{RAM} bzw. f_{RAJ} in Beanspruchungsrichtung gemäß

$$P_{RAM,Z} = \frac{1}{f_{RAM}} \cdot P_{RAM,Z,WS} \quad \text{bzw.} \quad P_{RAJ,Z} = \frac{1}{f_{RAJ}} \cdot P_{RAJ,Z,WS} \quad (2.16)$$

verschoben [1]. Beim Schädigungsparameter P_{RAM} wird bei der Berechnung der Bauteillebensdauer keine Dauerfestigkeit angenommen und die Bauteilwöhlerlinie elementar in den Dauerfestigkeitsbereich verlängert. Für den Schädigungsparameter P_{RAJ} wird eine Anfangsdauerfestigkeit $P_{RAJ,D,0}$ angenommen und die Bauteilwöhlerlinie im Rahmen der Lebensdauerberechnung konsequent in den Dauerfestigkeitsbereich verlängert. Diese Anfangsdauerfestigkeit wird ebenfalls über den Bauteilfaktor verschoben [1]:

$$P_{RAJ,D,0} = \frac{1}{f_{RAJ}} \cdot P_{RAJ,D,WS} \quad (2.17)$$

Diese Bauteilfaktoren werden mit dem Teilsicherheitsfaktor γ_M , der werkstoffmechanischen Stützzahl n_P und dem Rauheitsfaktor $K_{R,P}$ berechnet:

$$f_{RAM} = \frac{\gamma_M}{n_P \cdot K_{R,P}} \quad \text{bzw.} \quad f_{RAJ} = \frac{\gamma_M}{(n_P \cdot K_{R,P})^2} \quad (2.18)$$

Der Sicherheitsfaktor γ_M findet im Rahmen der vorliegenden Arbeit keine Anwendung, da bei der Treffsicherheitsbewertung der entwickelten Konzepte mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A = 50\%$ gerechnet und kein Sicherheitskonzept angewendet wird.

2.2.4.1. Größeneinfluss

Der Einfluss der Bauteilgeometrie auf die Schwingfestigkeit einer beanspruchten Struktur – der sogenannte Größeneinfluss – wird beim Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear über die werkstoffmechanische Stützzahl n_p berücksichtigt, die aus der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} und statistischen Stützzahl n_{st} berechnet wird [30]:

$$n_p = n_{bm} \cdot n_{st}. \quad (2.19)$$

Die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} berücksichtigt den Einfluss des bezogenen Spannungsgradienten G an der versagensmaßgeblichen Stelle im Kerbgrund [31]. Bei einem gekerbten Bauteil mit gradientenbehaftetem Beanspruchungsfeld ist die Risswachstumsgeschwindigkeit nach [26] geringer als bei einem Bauteil mit homogenem Beanspruchungsfeld. Dieser Effekt und auch das Phänomen, dass ein hoher Spannungsgradienten somit zu einem Rissstillstand führen kann, wird über die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} gemäß

$$G = \frac{1}{\sigma_{\max}} \cdot \frac{\Delta\sigma}{\Delta x}, \quad (2.20)$$

$$n_{bm} = \max\{\bar{n}_{bm}, 1\} \quad \text{mit} \quad \bar{n}_{bm} = \frac{5 + \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}{\bar{k}}, \quad (2.21)$$

$$\bar{k} = 5 \cdot n_{st} + \frac{R_m}{R_{m,bm}} \cdot \sqrt{\frac{7,5 + \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}{1 + 0,2 \sqrt{G \cdot [\text{mm}]}}} \quad \text{mit} \quad R_{m,bm} = \begin{cases} 680 \text{ MPa} & \text{für Stahl und Stahlguss} \\ 270 \text{ MPa} & \text{für Aluminiumknetleg.} \end{cases} \quad (2.22)$$

erfasst. Fehlstellen im Bauteil können unter zyklischer Beanspruchung zu einer Rissinitiierung führen und somit die Lebensdauer des Bauteils verringern. Je größer die Bauteiloberfläche ist, desto höher fällt auch die Wahrscheinlichkeit aus, dass versagensmaßgebliche Fehlstellen vorliegen können. Durch die statistische Stützzahl n_{st} wird nach [32] dieser Einfluss von potentiellen Fehlstellen im Bauteil (auf Basis einer Weibullverteilung [33]) erfasst. Diese Stützzahl wird aus dem Verhältnis der hochbeanspruchten Oberfläche A_σ (als Maß für die Größe der maximalen örtlichen Beanspruchung) zu einer Referenzfläche $A_{\text{ref}} = 500 \text{ mm}^2$ berechnet, wobei für Stahl der Weibull-Exponent $k_{st} = 30$ [1] beträgt:

$$n_{st} = \left(\frac{A_{\text{ref}}}{A_\sigma}\right)^{\frac{1}{k_{st}}}. \quad (2.23)$$

2.2.4.2. Einfluss der Rauheit

Schwingfestigkeitsuntersuchungen an polierten sowie rauen ungekerbten Proben [34] zeigten, dass die Oberflächenfeingestalt einen direkten Einfluss auf die ertragbare Lebensdauer hat. Eine raue Oberfläche weist unter zyklischer Beanspruchung eine Mikrokerbwirkung auf und die lokalen Spannungsüberhöhungen sowie die Mikroplastizität im Kerbgrund der Rauheit führen somit zu einer kürzeren Lebensdauer, wobei dieser Effekt bei einem gekerbten Bauteils mit zunehmender Kerbschärfe geringer ausgeprägt ist [8]. Der Einfluss der Oberflächenrauheit auf die Schwingfestigkeit von Bauteilen wird nach der

FKM-Richtlinie Nichtlinear über den Rauheitsfaktor $K_{R,P}$ berücksichtigt, der mit der gemittelten Rautiefe Rz und der Zugfestigkeit R_m gemäß

$$K_{R,P} = \left(1 - a_{R,P} \cdot \lg\left(\frac{Rz}{\mu\text{m}}\right) \cdot \lg\left(\frac{2 \cdot R_m}{R_{m,N,\min}}\right) \right)^{b_{R,P}} \quad (2.24)$$

bestimmt wird. Für Stahl betragen die werkstoffgruppenabhängigen Berechnungsgrößen $a_{R,P} = 0,27$, $b_{R,P} = 0,43$ und $R_{m,N,\min} = 400$ MPa [1] bei beiden Schädigungsparametern.

Im Rahmen des FKM-Forschungsvorhabens „Rauheit und Randschicht“ [35] wurde eine Anpassung bei der Erfassung des Rauheitseinflusses entwickelt, da die experimentellen Untersuchungen zeigten, dass der Einfluss der Rauheit auf die Schwingfestigkeit im Kurzzeitfestigkeitsbereich nicht zu erkennen und erst mit steigender Lebensdauer stärker ausgeprägt ist. Bei beiden Schädigungsparameterwöhlerlinien nach P_{RAM} und P_{RAJ} liegt die Stützstelle des Zeitfestigkeitsbereichs beim angepassten Vorgehen bei 10^3 Schwingspielen mit zwei unterschiedlichen Steigungen d_1 und d_2 für kürzere bzw. längere Lebensdauern. Die Stützstelle bei 10^3 Schwingspielen sowie der Verlauf der Wöhlerlinie bis zu diesem Punkt sind unbeeinflusst von der Rauheit des Bauteils – die Absenkung der Stützstellen erfolgt ohne Berücksichtigung des Rauheitsfaktors in Gleichung (2.18). Für $N > 10^3$ werden die Steigung d_2 sowie die Dauerfestigkeitsstützstellen über einen neuen Rauheitsfaktor $K_{R,d}$ abgesenkt:

$$K_{R,d} = 1 + \lg\left(\frac{Rz}{\mu\text{m}}\right) \cdot a_{R,d} \cdot \left(R_m - \frac{R_{m,N,\min}}{2}\right), \quad (2.25)$$

$$d_{2,\text{rau}} = K_{R,d} \cdot d_{2,\text{poliert}}, \quad (2.26)$$

$$P_{RAM,D,\text{rau}} = K_{R,P} \cdot P_{RAM,D,\text{poliert}} \quad \text{bzw.} \quad P_{RAJ,D,\text{rau}} = K_{R,P}^2 \cdot P_{RAJ,D,\text{poliert}}. \quad (2.27)$$

Für Stahl betragen die werkstoffgruppenabhängigen Berechnungsgrößen $a_{R,d} = 1,42 \cdot 10^{-4}$ 1/MPa und $R_{m,N,\min} = 400$ MPa beim P_{RAM} sowie $a_{R,d} = 8,22 \cdot 10^{-5}$ 1/MPa und $R_{m,N,\min} = 400$ MPa beim P_{RAJ} [35].

2.2.5. Schadensakkumulationsrechnung

Bei der Schadensakkumulationsrechnung wird über die Miner-Regel [36] die Lebensdauer des Bauteils berechnet. Die Schädigung ist durch die Summe der Quotienten der aufgetretenen Schwingspiele n_i zur jeweiligen Beanspruchbarkeit N_i aus der Wöhlerlinie bestimmt:

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i}. \quad (2.28)$$

Erreicht die Schadenssumme den Wert $D = 1$ tritt rechnerisch das Versagen des Bauteils ein. Die originale Form der Miner-Regel sieht Schwingspiele unterhalb der Dauerfestigkeit der Wöhlerlinie als nicht schädigend an – es wird $N_i = \infty$ angenommen. Nach dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear wird bei der Nachweisführung mit dem Schädigungsparameter P_{RAM} jedoch die elementare Form der Miner-Regel angewendet, wodurch die Wöhlerlinie elementar in den Dauerfestigkeitsbereich verlängert wird. Für den Schädigungsparameter P_{RAJ} wird die konsequente Form der Miner-Regel angewendet, die die Dauerfestigkeit mit steigender Schadenssumme D konsequent abgesenkt. [1]

2.2.6. Berechnungsablauf der FKM-Richtlinie Nichtlinear

Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Vorgehen des Örtlichen Konzepts wurde in der FKM-Richtlinie Nichtlinear [1] festgehalten und ist schematisch in Abbildung 2.7 dargestellt.

Als Eingabedaten werden Informationen zum Werkstoff, der Bauteilgeometrie und der Lastkonfiguration benötigt. Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve zur Beschreibung des nichtlinearen Werkstoffverhaltens unter schwingender Beanspruchung sowie die Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs, die den Zusammenhang zwischen aufgebrachtter Beanspruchung und resultierender Lebensdauer herstellt, können aus der Zugfestigkeit abgeschätzt oder experimentell bestimmt werden. Zur Bestimmung der elastizitätstheoretischen Vergleichsspannung an der versagensmaßgeblichen Stelle des Bauteils muss eine Finite-Elemente-Analyse unter Annahme von linear-elastischem Werkstoffverhalten durchgeführt werden. Des Weiteren ist die Vorgabe der Last-Zeit-Folge nötig. Die Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs wird in eine Bauteilwöhlerlinie überführt, indem über Bauteilfaktoren der Größeneinfluss und der Einfluss der Oberflächenrauheit erfasst werden. Über einen Sicherheitsfaktor kann die Ausfallwahrscheinlichkeit auf $P_A = 2,5\%$ gesenkt werden.

Aus der elastizitätstheoretisch ermittelten Vergleichsspannung wird ein Übertragungsfaktor bestimmt, der die Last-Zeit-Folge in eine Beanspruchungs-Zeit-Folge überführt, wobei ein Lastsicherheitsfaktor berücksichtigt werden kann. Anschließend wird das Kerbnäherungsverfahren nach Neuber bzw. Seeger-Beste angewendet, um aus den elastizitätstheoretischen Vergleichsgrößen örtlich elastisch-plastische Beanspruchungen der versagensmaßgeblichen Stelle abzuschätzen. Der örtliche Spannungs-Dehnungs-Verlauf wird unter Berücksichtigung des Masing-Memory-Verhaltens bestimmt sowie mittels Rainflow-Zählung die Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ermittelt. Die örtlich elastisch-plastischen Dehnungen und Spannungen jeder geschlossenen Hysterese werden genutzt, um die Schädigungsparameter unter Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit zu berechnen. Über eine anschließende Schadensakkumulationsrechnung wird die Lebensdauer des Nachweispunktes ermittelt.

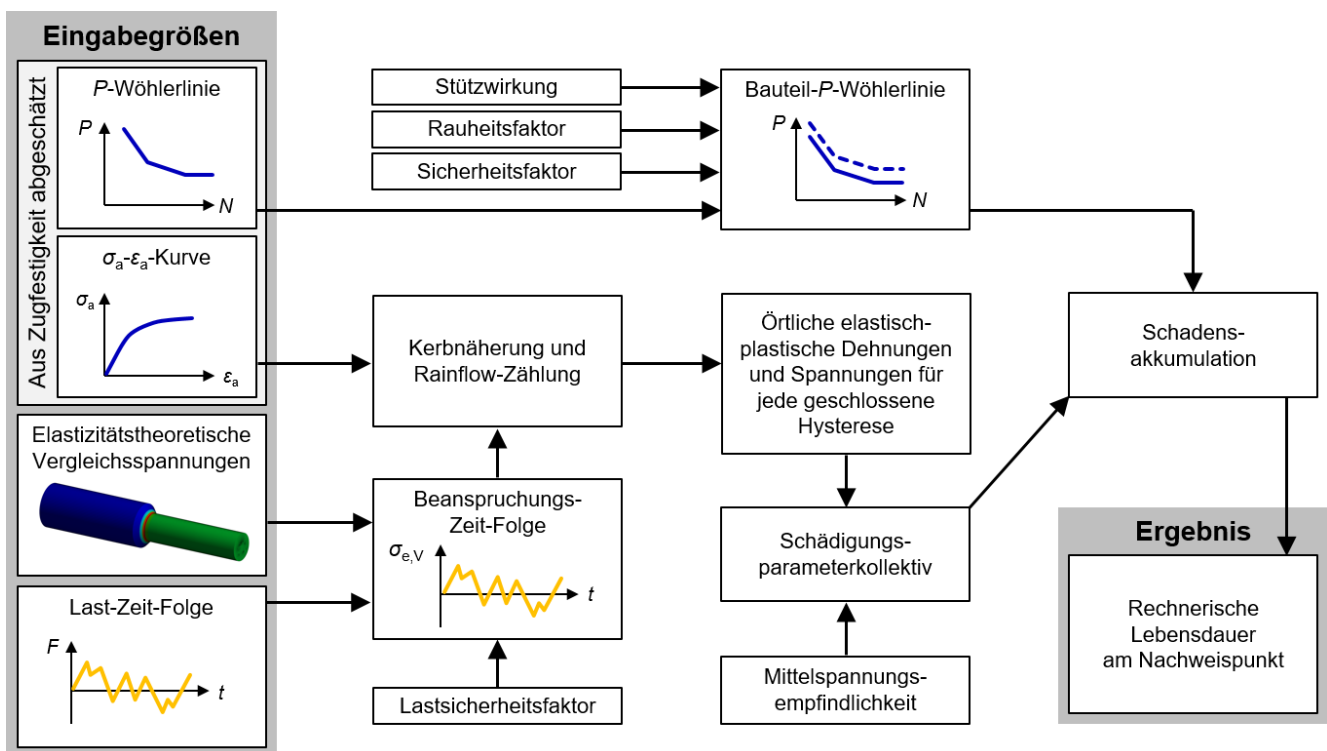


Abbildung 2.7: Berechnungsablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises der FKM-Richtlinie Nichtlinear.

2.3. Schwingfestigkeit hoch- und höchstfester Stähle

Hoch- und höchstfeste Stähle zeichnen sich im Vergleich zu niedrig- und mittelfesten Stählen durch eine deutlich höhere Zugfestigkeit und Streckgrenze aus, die beispielsweise durch Gefügewandlungen bei der Wärmebehandlung oder Umformung sowie den Einsatz spezieller Legierungen erreicht werden [37].

Eine definierte Festigkeitsgrenze, ab der ein Werkstoff einem hoch- oder höchstfesten Stahl zuzuordnen ist, hat sich jedoch nicht etabliert. So existiert beispielsweise eine Lehrbuchdefinition [37], die besagt, dass Stähle ab einer Dehngrenze von $R_{p0,2} \geq 1400$ MPa zu den hochfesten sowie ab $R_{p0,2} \geq 2000$ MPa zu den höchstfesten Stählen gezählt werden. Im Kontext von Werkstoffen für die Luftfahrtindustrie werden diese zum Beispiel nach [38] ab einer Dehngrenze von $R_{p0,2} \geq 1380$ MPa dagegen bereits den höchstfesten Stählen zugeordnet. In der Automobilbranche andererseits beschreiben manche Hersteller Stähle bei einer Zugfestigkeit von $600 \text{ MPa} \leq R_m \leq 1000 \text{ MPa}$ schon als höchstfest [39] und ab $R_m > 1000$ MPa werden diese sogar als „ultrahochfest“ bezeichnet [2]. Darüber hinaus besteht die Diskrepanz, dass höchstfeste Stähle in der englischsprachigen Literatur „ultra-high strength steels“ genannt werden. Für die vorliegende Arbeit wird basierend auf den eigenen untersuchten Werkstoffen (siehe Kapitel 3.1.1) daher eine vereinheitlichte Definition eingeführt: Ein Werkstoff mit einer Zugfestigkeit $R_m \geq 1500$ MPa ist den hochfesten Stählen zuzuordnen. Ab einer Zugfestigkeit von $R_m \geq 2000$ MPa zählt dieser Werkstoff zu den höchstfesten Stählen.

Das Ermüdungsverhalten von hoch- und höchstfesten Stählen wird im Vergleich zu niedrig- und mittelfesten Stählen verstärkt durch den mikromechanischen Zustand wie dem Reinheitsgrad bestimmt – insbesondere im Bereich hoher Lebensdauern. Der Fokus experimenteller Untersuchungen höherfester Stähle lag in der Vergangenheit daher vorwiegend auf dem Einfluss von nichtmetallischen Einschlüssen auf die Dauerfestigkeit dieser Werkstoffe, siehe beispielsweise [40–43]. Hierbei konnte unter anderem gezeigt werden, dass hochreine Werkstoffe mit Einschlüssen kleiner $1 \mu\text{m}$ deutlich höhere Schwingfestigkeiten aufweisen als solche mit größeren Einschlüssen von etwa $30 \mu\text{m}$ [44]. Die Rissinitiierung unter zyklischer Beanspruchung erfolgt an gebrochenen inneren Defekten oder durch das Ablösen von Einschlüssen aus dem Gefüge, wodurch der Großteil der Lebensdauer durch Rissbildung und mikrostrukturellem Kurzrischwachstum bestimmt wird [45]. Bauteile aus hoch- und höchstfesten Stählen sind somit für eine Rissinitiierung unterhalb der Oberfläche gefährdet, wobei dieser Effekt der nichtmetallischen Einschlüsse bei höheren Kerbschärfen vermindert ist [46].

Eine Berücksichtigung von nichtmetallischen Einschlüssen und deren Einfluss auf die Schwingfestigkeit von Bauteilen aus hoch- und höchstfesten Stählen ist üblicherweise durch Anwendung des Murakami-Modells [47] möglich, wobei nach dem sogenannten $\sqrt{\text{area}}$ -Konzept die Defektfläche einer Fehlstelle als Anfangsrisslänge angesehen wird. Im Allgemeinen liegen für diese Bauteile jedoch keine etablierten Bemessungskonzepte und Ermüdungsfestigkeitsnachweise vor oder sind nur auf den Dauerfestigkeitsbereich sowie auf spezielle Werkstoffgruppen wie Wälzlager- oder Federstähle beschränkt, siehe beispielsweise [48–53]. Eine Erweiterung der Ansätze zur Bestimmung der Schwingfestigkeit von hoch- und höchstfesten Stählen im LCF- und niedrigen HCF-Bereich ist bisher nicht erfolgt und außerdem ist auch die Übertragung des Werkstoffverhaltens auf das Bauteilverhalten nicht validiert. Darüber hinaus sind gängige Methoden zur Abschätzung des zyklischen Werkstoffverhaltens auf Basis quasistatischer Kennwerte häufig nicht für so hohe Zugfestigkeiten vorgesehen, wie sie hoch- und höchstfeste Stähle aufweisen, siehe Kapitel 4.

2.4. Einfluss der Randschicht auf die Schwingfestigkeit von Bauteilen

2.4.1. Randschichtverfestigungsmaßnahmen

Zur Steigerung der Schwingfestigkeit von hochbeanspruchten Bauteilen werden häufig Randschichtverfestigungsverfahren angewendet, um die Härte und die Widerstandsfähigkeit gegenüber Verschleiß und Ermüdung zu erhöhen. Hierbei bilden sich im Bauteil inhomogene Materialeigenschaften, da Härte-, Festigkeits- und Eigenspannungsgradienten eingebracht werden, siehe Abbildung 2.8. Im Inneren des Bauteils verbleibt das niedrigste, duktile Kernmaterial, wodurch die Gefahr eines Sprödbruchs geringer ist, als bei einem durchgehärteten Bauteil, das dieselbe Festigkeit wie die Randschicht aufweist. [54]

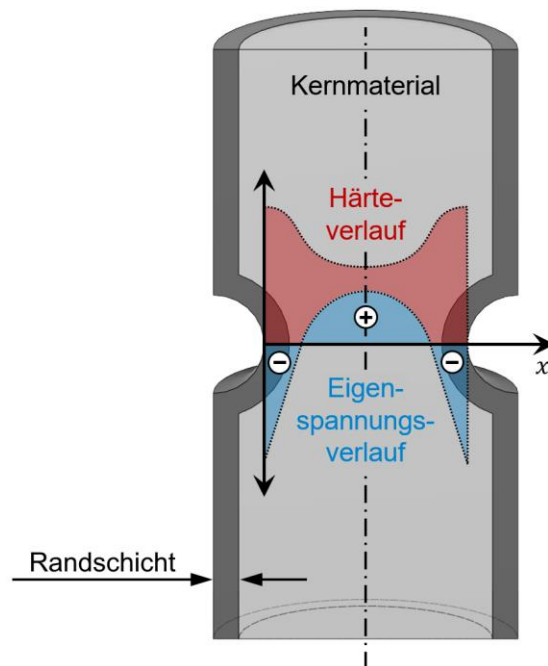


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung eines Bauteils mit verfestigter Randschicht (in Anlehnung an [7]).

Randschichtverfestigungsmaßnahmen werden nach DIN 8580 [55] u.a. in die Verfahren *Verfestigung durch Umformen* oder *Verfestigung durch Wärmebehandlung* untergliedert. Die Verfestigung durch Umformen (z.B. Festwalzen, Kugelstrahlen) führt zum Aufbau von Druckeigenspannungen an der Oberfläche. Eine Verfestigung durch Wärmebehandlung kann einerseits rein thermisch (z.B. Induktivhärten, Flammhärten) erreicht werden, indem die Randschicht zunächst erhitzt und dabei in Austenit umgewandelt sowie anschließend schnell abgekühlt wird, wodurch sich ein martensitisches Gefüge mit höherer Härte ausbildet. Andererseits werden Verfestigungen durch Wärmebehandlungen thermochemisch durchgeführt (z.B. Einsatzhärten, Nitrieren), bei denen zusätzlich Kohlenstoff oder Stickstoff im Zuge der Härtung in die Randschicht eingebracht wird. [56]

Je nach Verfahren und Wärmebehandlungsparameter kann die Festigkeit, Härte und Dicke der Randschicht bei der Fertigung eingestellt werden. Nach DIN EN ISO 18203 [57] endet eine Randschicht mit der Randschichtdicke DS beim Erreichen einer gewissen Grenzhärte GH . Beim Einsatzhärten entspricht diese Grenzhärte $GH = 550 \text{ HV } 1$. Beim Induktivhärten wird als Grenzhärte 80 % der geforderten Mindesthärte an der Oberfläche in HV 1 angesetzt. Für das Nitrieren ist nach der Norm die gemessene Kernhärte plus 50 HV 0,5 als Grenzhärte definiert.

2.4.2. Eigenspannungen

Infolge der Festigkeits- und Härtesteigerung der Randschicht entstehen Eigenspannungen im Bauteil, siehe Abbildung 2.8. Die Eigenspannungen haben dabei eine direkte Auswirkung auf die Schwing- und Dauerfestigkeit von Bauteilen, wobei Druckeigenspannungen an der versagensmaßgeblichen Stelle zu einer höheren Lebensdauer unter zyklischer Beanspruchung führen und Zugeigenspannungen im Gegensatz dazu lebensdauerverkürzend wirken. Diese inneren, mehrachsigen Spannungen sind fertigungsbedingt und stehen innerhalb des Bauteils im Gleichgewicht, wobei beispielsweise Druckeigenspannungen an der Oberfläche durch Zugeigenspannungen im Inneren ausgeglichen werden [58]. Nach Masing [59] (siehe auch [60]) wird zwischen drei Arten von Eigenspannungen, je nach räumlicher Auflösung, unterschieden: Eigenspannungen 1. Art sind über größere Werkstoffbereiche (mehrere Körner) homogen und die zugehörigen inneren Kräfte im Gleichgewicht. Bei der 2. Art sind die Eigenspannungen über kleine Werkstoffbereiche (ein Korn bzw. Kristallit) nahezu homogen, wobei die inneren Kräfte und Momente über hinreichend viele Körner im Gleichgewicht stehen. Eigenspannungen der 3. Art sind auch über kleinste Werkstoffbereiche (mehrere Atomabstände innerhalb eines Korns) inhomogen und die zugehörigen inneren Kräfte nur in kleinen Bereichen (Teile des Korns) im Gleichgewicht. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden Eigenspannungen der 1. Art betrachtet.

Zur Berücksichtigung von Eigenspannungen (und Randschichtverfestigungen) im Festigkeitsnachweis wurde beispielsweise ein Ansatz von Kullig [61] in die FKM-Richtlinie Linear [9] eingebracht und ist für den Dauerfestigkeitsbereich anwendbar. Hierbei wird der Ermüdungsfestigkeitsnachweis für zwei Punkte durchgeführt – im Kerbgrund als Punkt auf der Randschicht und im Übergang von der Randschicht zum Grundwerkstoff, siehe Abbildung 2.9. Abhängig von der Differenz aus Härte der Randschicht und des Kernmaterials kann der Einfluss der Eigenspannungen abgeschätzt und durch eine Anpassung der Dauerfestigkeit berücksichtigt werden.

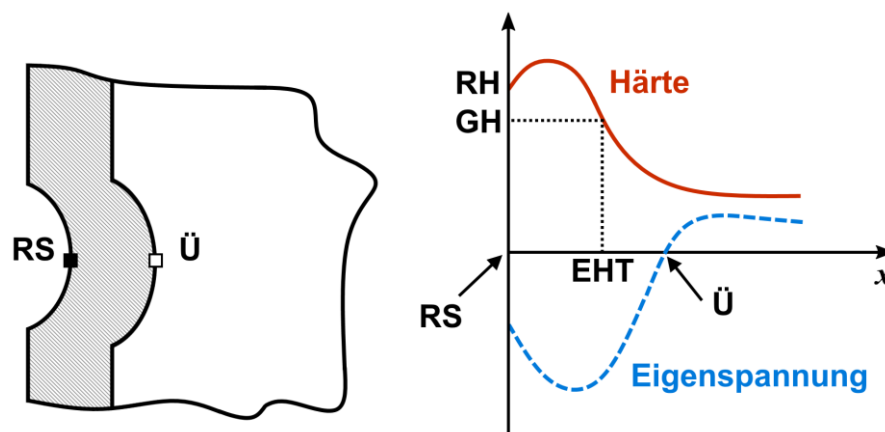


Abbildung 2.9: 2-Punkt-Modell nach Kullig (in Anlehnung an [61]).

Eine weitere Möglichkeit zur Berücksichtigung von Eigenspannungen ist das Modell „Dünne Randschicht“ nach Seeger und Heuler [62]. Hierbei wird davon ausgegangen, dass die Randschicht nicht zum Lastabtrag beiträgt und das Verformungsverhalten ausschließlich durch das Kernmaterial bestimmt wird. Die Eigenspannungen des Kernmaterials werden vernachlässigt und die der Randschicht durch eine Umrechnung in Eigendehnungen im Ermüdungsfestigkeitsnachweis für den Kerbgrundnachweispunkt berücksichtigt. Beide Methoden sind für randschichtverfestigte gekerbte Bauteile mit dickerer Randschicht sowie Bauteile, die eine Einbringung von Eigenspannungen ohne Festigkeitssteigerung der Randschicht

erfahren haben (z.B. Kugelstrahlen), nicht anwendbar. Ebenso ist eine direkte Übertragbarkeit vom Gültigkeitsbereich der Dauerfestigkeit auf den Zeitfestigkeitsbereich nicht sicher.

Randschichtbehandlungsverfahren wirken sich durch die höhere Festigkeit der Randschicht und die eingebrachten Druckeigenstressungen somit positiv auf die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen aus. Bei geringeren Beanspruchungen kann es jedoch vorkommen, dass die hochfeste Randschicht rein elastisch beansprucht wird, wobei im Kern bereits plastische Verformungen auftreten. Die im Kernmaterial vorliegenden Zugeigenstressungen haben in Zusammenhang mit der allgemein niedrigeren Festigkeit des Grundwerkstoffs zur Folge, dass bei randschichtverfestigten Bauteilen das Versagen auch vom Bauteilinneren ausgehen kann [8]. Dieser Effekt kann im Rahmen des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach dem Örtlichen Konzept bzw. der FKM-Richtlinie Nichtlinear bisher nicht berücksichtigt werden, da aktuell der Kerbgrund als versagensmaßgebliche Stelle der einzige Nachweispunkt ist. Der Ansatz zur Berücksichtigung eines zweiten, innenliegenden Punktes und des im Bauteil vorliegenden Eigenspannungszustands nach Kullig [61], der in der FKM-Richtlinie Linear enthalten ist, ist jedoch nur für den Dauerfestigkeitsbereich anwendbar.

2.4.3. Schwingfestigkeit des Kernmaterials

Ein weiterer Effekt, der bei randschichtbehandelten Bauteilen und Proben zu erwarten ist, ist eine gesteigerte Schwingfestigkeit des Kernmaterials. Versuche unter Vakuumbedingungen zeigen gegenüber Versuchen an der Luftatmosphäre eine höhere Schwingfestigkeit bei sonst identischen Versuchsbedingungen [63]. Da das Kernmaterial durch die umgebende Randschicht vom Einfluss der Luftatmosphäre geschützt ist, kann dieser Effekt auch auf randschichtbehandelte Bauteile übertragen werden. Nach Bäumel [7] kann die Lebensdauer von Stählen unter Vakuumbedingungen beispielsweise um den Faktor $f_N = 10$ verlängert und die Dauerfestigkeit um $f_\sigma = 1,1$ bis 1,2 erhöht werden, siehe Abbildung 2.10.

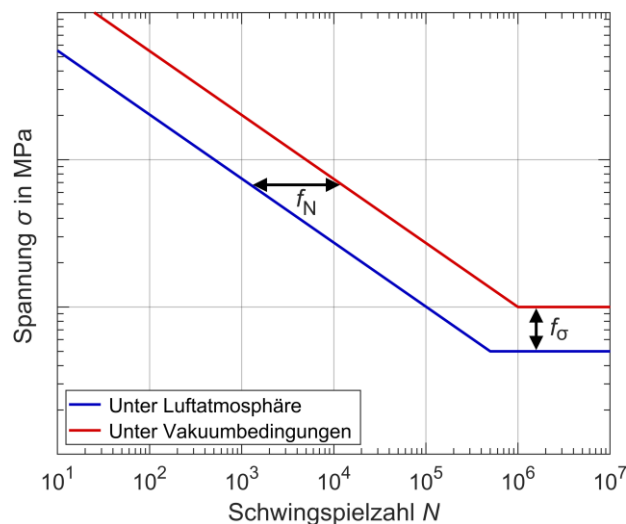


Abbildung 2.10: Schematische Darstellung zum Vergleich der Wöhlerlinien des Kernmaterials unter Luftatmosphäre und unter Vakuumbedingungen, Verschieben der Spannungswöhlerlinien in Anlehnung an [7].

Eine Berücksichtigung dieses Verhaltens und eines sogenannten Vakuumfaktors ist im Rahmen des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear derzeit jedoch nicht möglich.

3. Experimentelle Untersuchungen

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden Werkstoffproben verschiedener hoch- und höchstfester Stähle sowie bauteilähnliche Kerbproben unterschiedlicher Randschichtbehandlungsverfahren und Werkstoffe untersucht. Diese Untersuchungen beinhalten quasistatische und zyklische Versuche, die Bestimmung der Oberflächenhärte und Rauheit sowie fraktographische Analysen der Bruchflächen. Weitere Untersuchungen wie Gefügeanalysen, Eigenspannungsmessungen und die Bestimmung von Härtetiefenverläufen sowie der chemischen Zusammensetzung wurden im Rahmen der FKM-Forschungsvorhaben „Höchstfeste Stähle“ [64] und „Rauheit und Randschicht“ [35] extern durchgeführt.

3.1. Untersuchte Werkstoffe und Proben

3.1.1. Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen

Zur Bestimmung der Schwingfestigkeit von hoch- und höchstfesten Stählen wurden verschiedene Werkstoffe mittels Hourglassproben (M18x1-Gewindeeinspannung, Prüfquerschnitt $d = 5$ mm, Taillierungsradius $R = 40$ mm) experimentell untersucht, siehe Abbildung 3.1.

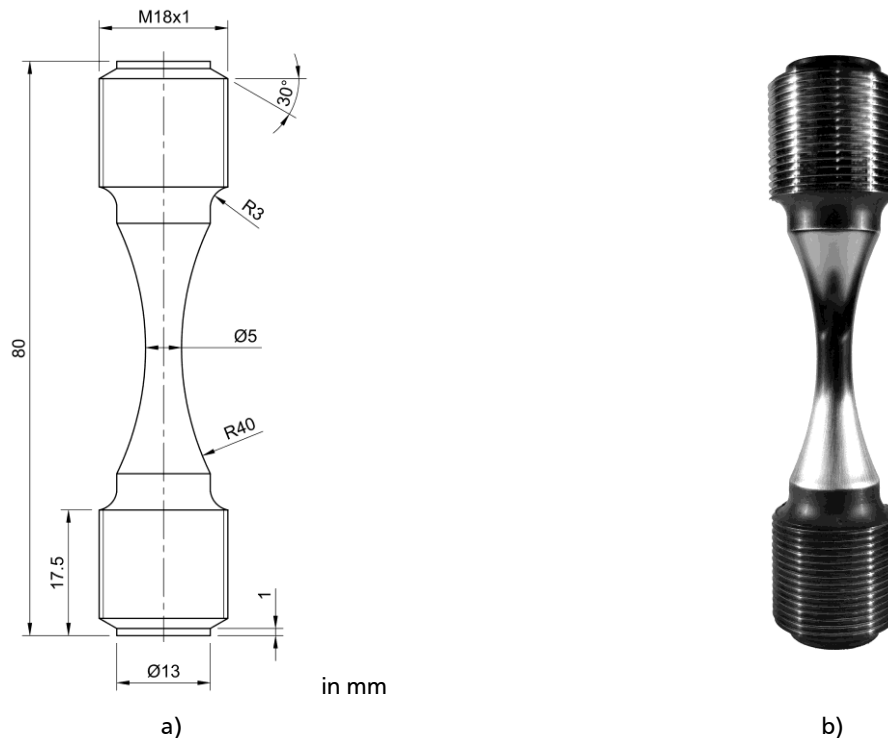


Abbildung 3.1: a) Technische Zeichnung der Hourglassproben, b) Beispiel einer Hourglassprobe aus X40CrMoV5-1.

Der ausscheidungshärtbare Edelstahl X3CrNiMoAl13-8-2 (1.4534) wurde für den Übergangsbereich von mittel- zu hochfesten Stählen ausgewählt. Dieser Werkstoff erreicht seine maximale Härte aufgrund von Ausscheidungen, die sich während der Auslagerung bilden [65] und wurde bei der Wärmebehandlung

durchgehärtet, um eine Zugfestigkeit von 1450 MPa bis 1550 MPa vorzuweisen. Hierbei wurden die Proben zunächst bei 925 °C lösungsgeglüht, anschließend für vier Stunden im Vakuum bei 535 °C wärmebehandelt und abschließend unter Schutzgas abgekühlt.

Als höchstfester Stahl wurde u.a. der niedriglegierte martensitische Chromstahl 100Cr6 (1.350) untersucht. Bei der Wärmebehandlung (Firmengeheimnis *SKF*) wurden die Proben durchgehärtet und eine Zugfestigkeit von 1950 MPa bis 2050 MPa angestrebt. Die Härtesteigerung wird hierbei nicht nur durch Kohlenstoffhärtung, sondern auch durch die Bildung von Sekundärkarbiden erreicht [66].

Der Werkzeugstahl X40CrMoV5-1 (1.2344) wurde als weiterer höchstfester Stahl ausgewählt und weist mit einer Zugfestigkeit von 1850 MPa bis 1950 MPa bereits eine sehr hohe Grundhärte vor. Dieser Werkstoff wurde neben dem blindgehärteten Zustand (BG) ebenfalls einsatzgehärtet (EG), um die Zugfestigkeit auf bis zu 2400 MPa zu steigern (Wärmebehandlungen: Firmengeheimnis *G+M Vacutherm*). Härtetiefenverläufe zeigen jedoch, dass diese Werkstoffproben trotz einer vorgegebenen Aufkohlungstiefe von 0,8 mm nach DIN EN ISO 18203 [57] als durchgehärtet angesehen werden können, siehe Anhang A.2.

Zur Erweiterung der experimentellen Datenbasis für die nachfolgende Entwicklung und Validierung der Abschätzmethoden werden zusätzlich die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche aus dem FVV-Forschungsvorhaben „Hochdruckbauteile aus höchstfesten Stählen“ [6] berücksichtigt. Hierbei wurde der Warmarbeitsstahl X50CrMoV5-3-1 (Produktbezeichnung: W360) untersucht, der eine Zugfestigkeit von über 2000 MPa bei einer Bruchdehnung von rund 10 % vorweisen soll. Zum Erreichen dieser Werkstoffkennwerte erfolgte bei der Wärmebehandlung das Härten mit Gasabschreckung bei einer Härtetemperatur von 1050 °C mit anschließendem dreifachem Anlassen bei 540 °C. Die geprüften Werkstoffproben sind identisch zu Abbildung 3.1 und auch die Versuchsdurchführung erfolgte analog zu den eigens durchgeführten Untersuchungen an hoch- und höchstfesten Stählen, siehe Kapitel 3.3.1.

Alle Werkstoffproben wurden mittels Konturdrehen bei einer Drehzahl von 1000 U/min und einem Vorschub von 0,1 mm/U auf Maß gefertigt und der Hourglassbereich mit Schleifpapier (Körnung 600) und Kühlmittel bei 710 U/min vorpoliert. Nach der jeweiligen Wärmebehandlung wurde der Prüfbereich mit Schleifpapier (Korund, Körnung 320 und 600) auf eine Oberflächenrauheit von $R_z < 1 \mu\text{m}$ in axialer Richtung poliert.

3.1.2. Randschichtbehandelte bauteilähnliche Proben

Zur Untersuchung des Einflusses von Randschichtverfestigungsmaßnahmen auf die Bauteillebensdauer wurden gekerbte, bauteilähnliche Rundproben mit M18x1-Gewindeeinspannung verwendet, siehe Abbildung 3.2. Hierbei wurden zwei unterschiedliche Kerbradien $R = 2 \text{ mm}$ und $R = 4 \text{ mm}$ (bei identischem Durchmesser von 6 mm im Nettoquerschnitt des Kerbgrunds) geprüft.

Für die Untersuchung verschiedener Randschichtverfestigungsmaßnahmen wurden die Kerbproben u.a. aus 16MnCr5 spanend aus Halbzeugen gefertigt und bei 950 °C einsatzgehärtet, anschließend bei 6 bar für 3,5 min abgeschreckt und für 2 h bei 160 °C angelassen. Hierbei wurden die unterschiedlichen Charakterisierungen mit den Soll-Einsatzhärtetiefen $CHD1 = 0,87 \text{ mm}$ sowie $CHD2 = 1,48 \text{ mm}$ und einem Kohlenstoffanteil an der Oberfläche von 0,8 % gefertigt.

Des Weiteren wurden bauteilähnliche Proben aus 42CrMo4 mittels Weichbearbeitung aus vorvergüteten Halbzeugen gefertigt. Dieser vorvergütete Grundzustand (Charakterisierung: *VVG*) wurde für die experimentellen Untersuchungen sowie für die weiteren Randschichtbehandlungen genutzt. Zum einen wurden diese mittels Single-Shot Prozess bei 1000 °C für 0,2 s auf die Soll-Einhärtetiefe $SHD1 = 0,4 \text{ mm}$

bzw. für 0,6 s auf $SHD2 = 1,6$ mm induktivgehärtet und anschließend für 2 h bei 240 °C angelassen. Zum anderen wurden die vorvergüteten Proben kugelgestrahlt, wobei ein Strahlgut mit einem Strahlkorndurchmesser von 0,6 / 0,7 mm und -härte von 700 HV 1 bei einer Strahlzeit von 35 s verwendet wurde. Zur Untersuchung zweier unterschiedlicher Charakterisierungen wurde beim Kugelstrahlparameter $D1$ eine Abwurfgeschwindigkeit von 47 m/s und bei $D2$ die Geschwindigkeit 32 m/s gewählt. Die Rauheit der Kerbproben ergibt sich in Folge der jeweiligen Oberflächen- und Randschichtbehandlung und wurde nicht gezielt eingestellt.

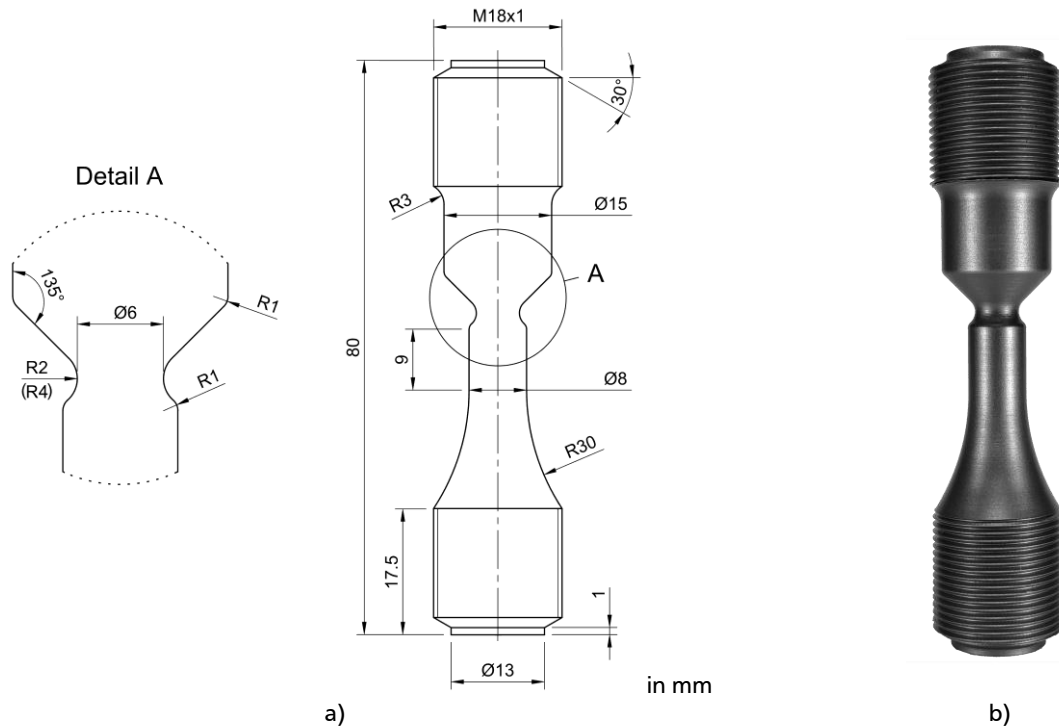


Abbildung 3.2: a) Technische Zeichnung der Kerbproben, b) Beispiel einer einsatzgehärteten Kerbprobe aus 16MnCr5.

3.2. Grundcharakterisierung

Zur Grundcharakterisierung der untersuchten Werkstoffzustände wurden Härte- und Rauheitsmessungen, Eigenspannungsanalysen sowie quasistatische Zugversuche durchgeführt. Die Bestimmung der chemischen Zusammensetzung sowie Gefügeanalysen sind Anhang A zu entnehmen.

3.2.1. Härte und -tiefenverlaufsmessungen

Bei ausgewählten Werkstoffproben aus hoch- und höchstfesten Stählen wurden Härtemessungen nach Vickers [67] durchgeführt, wobei an der Stirnseite jeweils drei Messpunkte ausgewählt und der Mittelwert gebildet wurde. Die Härtemessungen an der Oberfläche sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

Tabelle 3.1: Oberflächenhärte der Werkstoffproben aus hoch- und höchstfesten Stählen als Mittelwert von je drei Messungen.

Werkstoff	Härte in HV 10
X3CrNiMoAl13-8-2	483
100Cr6	627
X40CrMoV5-1, blindgehärtet	613
X40CrMoV5-1, einsatzgehärtet	715
X50CrMoV5-3-1 [6]	634

Die Härtetiefenverläufe der randschichtbehandelten Kerbproben wurden für alle Randschichtzustände stichprobenartig an Längs- oder Querschliffen im Kerbgrund extern (*Steinbeis BWF*) bestimmt. Hierbei wurde für alle Charakterisierungen die Härte nach Vickers in HV 1 über den Querschnitt und bei den randschichtverfestigten Kerbproben außerdem die Einhärtetiefe gemäß DIN EN 10328 [68] ermittelt.

In Tabelle 3.2 sind die Ergebnisse der Härtemessungen als Mittelwert einzelner Messungen der jeweiligen Charakterisierungen und Werkstoffe zusammengefasst. Die einsatzgehärteten und induktivgehärteten bauteilähnlichen Proben weisen eine deutliche Härtesteigerung der Randschicht im Vergleich zur vorliegenden Kernhärte auf, wobei die jeweiligen Einhärtetiefen annähernd den in den Wärmebehandlungen angestrebten Soll-Werten entsprechen. Bei den kugelgestrahlten und vorvergüteten Kerbproben aus 42CrMo4 ist keine Einhärtung und über den gesamten Querschnitt eine weitgehend gleichbleibende Härte feststellbar. Diese ist vergleichbar mit der im Kern vorliegenden Härte der induktivgehärteten Proben aus 42CrMo4.

Tabelle 3.2: Härte und Einhärtetiefe der randschichtbehandelten Kerbproben.

Werkstoff	Verfahren	Charakterisierung	Härte in HV 1		Einhärtetiefe in mm
			Kernhärte	Randhärte	
16MnCr5	Einsatzgehärtet	CHD1 R2	350	725	0,82
		CHD1 R4	350	744	0,83
		CHD2 R4	350	756	1,38
	Induktivgehärtet	SHD1 R4	344	≈ 500	0,33
		SHD2 R4	344	≈ 600	≈ 1,6
42CrMo4	Kugelgestrahlt	D1 R2		343	Keine Einhärtung
		D1 R4		335	Keine Einhärtung
		D2 R4		334	Keine Einhärtung
	Vorvergütet	VVG R2		349	Keine Einhärtung
		VVG R4		335	Keine Einhärtung

Eine Darstellung und Auswertung der jeweiligen Härtetiefenverläufe einzelner Stichproben ist für alle Charakterisierungen Anhang A.2 zu entnehmen.

3.2.2. Rauheitsmessungen

Die Rauheitsmessungen erfolgten taktil in axialer Richtung in der Mitte des Prüfbereichs der Werkstoffproben bzw. am zylindrischen Bereich unterhalb der Kerbe der bauteilähnlichen Proben (vgl. Abbildung 3.2 a). Vor den Schwingfestigkeitsuntersuchungen wurden für jede Probe drei Rauheitsmessungen durchgeführt, die jeweils um 120° zueinander versetzt sind und die gemittelte Rautiefe R_z dokumentiert. Die Länge des Tastwegs wurde gemäß den Vorgaben der DIN EN ISO 4287 [69] an den jeweils vorliegenden Rauheitszustand angepasst.

Bei den Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen wurde sichergestellt, dass die Rauheit bei allen Proben $R_z < 1 \mu\text{m}$ beträgt. Die sich durch das jeweilige Fertigungs- und Randschichtbehandlungsverfahren ergebenden Rauheiten der bauteilähnlichen Proben sind in Tabelle 3.3 als Mittelwert aller Messungen der zugehörigen Charakterisierung zusammengefasst.

Tabelle 3.3: Gemittelte Rautiefe R_z der Kerbproben als Mittelwert aller Proben der jeweiligen Charakterisierung.

Werkstoff	Verfahren	Charakterisierung	R_z in μm
16MnCr5	Einsatzgehärtet	<i>CHD1 R2</i>	4,94
		<i>CHD1 R4</i>	7,02
		<i>CHD2 R4</i>	9,46
	Induktivgehärtet	<i>SHD1 R4</i>	1,23
		<i>SHD2 R4</i>	1,43
42CrMo4	Kugelgestrahlt	<i>D1 R2</i>	22,74
		<i>D1 R4</i>	22,76
		<i>D2 R4</i>	15,14
	Vorvergütet	<i>VVG R2</i>	3,96
		<i>VVG R4</i>	4,51

3.2.3. Eigenspannungsanalysen

Die Messungen der Eigenspannungen wurden extern im Rahmen der FKM-Forschungsvorhaben „Höchstfeste Stähle“ [64] und „Rauheit und Randschicht“ [35] durchgeführt. Bei allen Werkstoffen und Proben-typen wurden röntgenografische Eigenspannungsanalysen unter Verwendung von Cr-K α -Strahlung mit einer runden Kollimatorblende von 1 mm Durchmesser durchgeführt. Die Messung erfolgte in axialer und tangentialer Richtung gemäß der $\sin^2\Psi$ -Methode [70] und die Auswertung über Kreuzkorrelation.

Bei den Werkstoffproben aus hoch- und höchstfesten Stählen wurden für die Werkstoffe 100Cr6 und X3CrNiMoAl13-8-2 die Eigenspannungen im Prüfbereich an der Oberfläche sowie in einer Tiefe von 50 μm gemessen. Die ermittelten Werte der Eigenspannungskomponenten sind in Tabelle 3.4 aufgelistet. Auffällig sind hierbei die sehr hohen tangentialen Druckeigenspannungen beim Werkstoff 100Cr6, die durch zwei Messungen an der Oberfläche bestätigt wurden. Für die Werkstoffe X40CrMoV5-1 und X50CrMoV5-3-1 liegen keine Eigenspannungsmessungen vor.

Tabelle 3.4: Ergebnisse der Eigenspannungsanalysen an Werkstoffproben aus X3CrNiMoAl13-8-2 und 100Cr6.

Werkstoff	Lage des Messpunkts	Eigenspannungen im Prüfquerschnitt in MPa	
		axial	tangential
X3CrNiMoAl13-8-2	Oberfläche	-265 \pm 18	-504 \pm 23
	50 μm Tiefe	-1 \pm 14	-16 \pm 19
100Cr6	Oberfläche, Messung 1	-204 \pm 67	-818 \pm 48
	Oberfläche, Messung 2	-252 \pm 67	-722 \pm 42
	50 μm Tiefe	+290 \pm 51	+95 \pm 64

Der in den bauteilähnlichen Proben vorliegende Eigenspannungszustand wurde an der Oberfläche im Kerbgrund an zwei sich gegenüberliegenden Punkten gemessen, siehe Tabelle 3.5. Die einsatzgehärteten Proben aus 16MnCr5 weisen zum Teil Zugeigenspannungen an der Oberfläche vor, die so nicht zu erwarten und nach Aussage der Prüfanstalt höchstwahrscheinlich auf Messungenauigkeiten zurückzuführen sind.

Tabelle 3.5: Ergebnisse der röntgenografischen Eigenspannungsanalysen an randschichtbehandelten Kerbproben.

Werkstoff	Verfahren	Charakterisierung	Eigenspannungen im Kerbgrund in MPa			
			Messpunkt: Vorderseite		Messpunkt: Rückseite	
			axial	tangential	axial	tangential
16MnCr5	Einsatzgehärtet	CHD1 R2	+111 ± 66	-173 ± 30	+79 ± 53	+67 ± 53
		CHD1 R4	-20 ± 42	-112 ± 63	-50 ± 28	-1 ± 52
		CHD2 R4	+13 ± 36	-156 ± 42	-42 ± 61	-63 ± 32
	Induktivgehärtet	SHD1 R4	-403 ± 4	-449 ± 3	-436 ± 3	-447 ± 3
		SHD2 R4	-462 ± 5	-593 ± 5	-433 ± 5	-610 ± 5
42CrMo4	Kugelgestrahlt	D1 R2	-239 ± 10	-470 ± 35	-285 ± 4	-405 ± 31
		D1 R4	-315 ± 14	-479 ± 15	-316 ± 14	-498 ± 32
		D2 R4	-358 ± 3	-493 ± 36	-366 ± 5	-475 ± 34
	Vorvergütet	VVG R2	-344 ± 12	-293 ± 24	-275 ± 28	-314 ± 6
		VVG R4	-417 ± 12	-343 ± 5	-403 ± 17	-315 ± 18

3.2.4. Quasistatische Zugversuche

Vor den Schwingfestigkeitsversuchen wurden mit jeweils drei Werkstoffproben aus den hoch- und höchstfesten Stählen quasistatische, weggeregeltere Zugversuche bei einer Dehnrade von $4 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ durchgeführt. In Abbildung 3.3 ist für jeden Werkstoff beispielhaft eine Spannungs-Dehnungs-Kurve aus den jeweiligen Zugversuchen dargestellt.

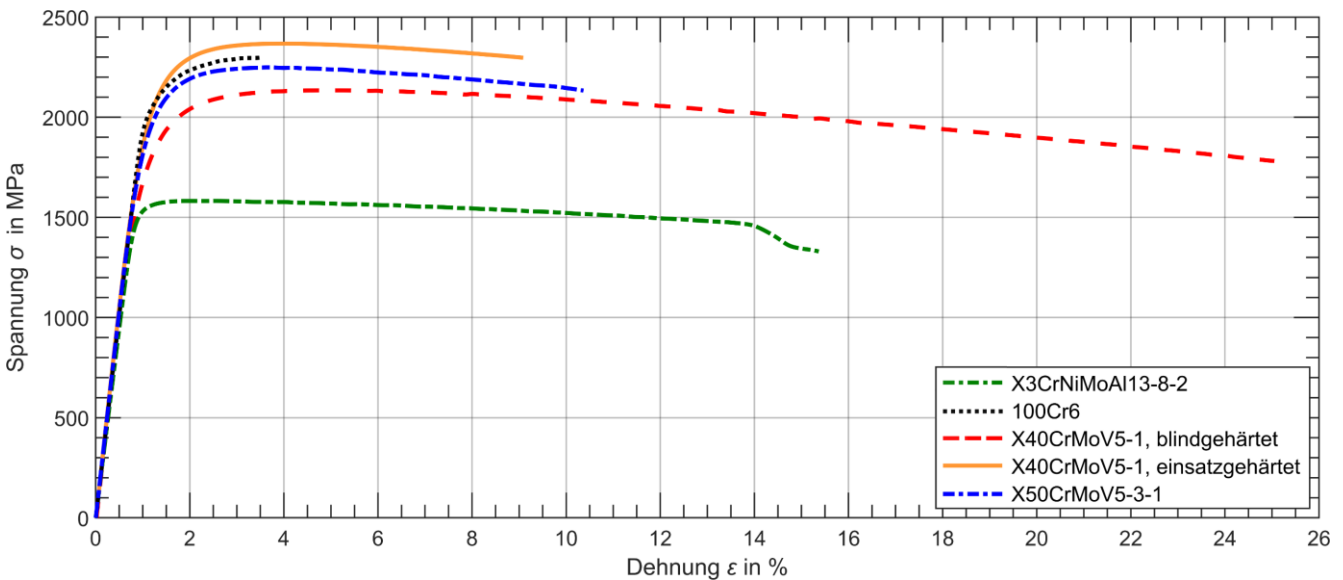


Abbildung 3.3: Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven der Zugversuche aller Werkstoffe.

Wie in Abbildung 3.3 zu erkennen ist, unterscheiden sich die untersuchten Werkstoffe deutlich hinsichtlich Festigkeit und Duktilität. Der Edelstahl X3CrNiMoAl13-8-2 fällt mit einer Zugfestigkeit von durchschnittlich $R_m = 1584 \text{ MPa}$ in den gewünschten Übergangsbereich von mittel- zu hochfesten Stählen und weist mit einer gemittelten Bruchdehnung von $A = 14,68 \%$ eine hohe Duktilität auf. Beim höchstfesten Stahl 100Cr6 wird im Mittel eine Zugfestigkeit von $R_m = 2287 \text{ MPa}$ erreicht, wobei dies der maximal

ertragbaren Spannung bei Bruch am noch aufsteigenden Ast entspricht. Des Weiteren ist das Werkstoffverhalten des Stahls X40CrMoV5-1 im blindgehärteten Zustand bemerkenswert: Trotz einer sehr hohen Zugfestigkeit von durchschnittlich $R_m = 2133$ MPa ist dieser Werkstoff außergewöhnlich duktil und die Proben versagen erst bei einer Gesamtdehnung von rund $A = 25$ %. Durch das Einsatzhärten wird die Zugfestigkeit dieses Werkstoffs um weitere 11 % auf im Mittel $R_m = 2366$ MPa erhöht, gleichzeitig aber die Bruchdehnung um etwa zwei Drittel reduziert. Beim Werkstoff X50CrMoV5-3-1 wurde im Mittel eine Zugfestigkeit von $R_m = 2245$ MPa bei einer Bruchdehnung von $A = 9,05$ % ermittelt [6].

Die aus jeweils drei Zugversuchen gemittelten quasistatischen Werkstoffkennwerte der hoch- und höchstfesten Stähle sind in Tabelle 3.6 zusammengefasst.

Tabelle 3.6: Quasistatische Werkstoffkennwerte der hoch- und höchstfesten Stähle als Mittelwert von je drei Messungen.

Werkstoff	Elastizitätsmodul E in MPa	Zugfestigkeit R_m in MPa	Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	Gleichmaßdehnung A_g in %	Bruchdehnung A in %
X3CrNiMoAl13-8-2	193220	1584	1522	1,55	14,68
100Cr6	205304	2287	2026	2,52	2,52
X40CrMoV5-1, blindgehärtet	206767	2133	1702	3,68	24,19
X40CrMoV5-1, einsatzgehärtet	208748	2366	1941	2,96	7,91
X50CrMoV5-3-1 [6]	208800	2245	1915	2,76	9,05

3.3. Schwingfestigkeitsversuche mit Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen

Im Rahmen der Schwingfestigkeitsversuche an Werkstoffproben aus den untersuchten hoch- und höchstfesten Stählen wurden die Werkstoffe näher charakterisiert und die zyklischen Werkstoffkennwerte in Form der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven sowie Dehnungswöhlerlinien ermittelt. Die Untersuchungen beinhalten zyklische dehnungsgeregelte Versuche unter einstufiger Belastung bei verschiedenen Dehnungsverhältnissen. Darüber hinaus wurden fraktographische Untersuchungen der Bruchflächen hinsichtlich des Versagensursprungs und möglichen nichtmetallischen Einschlüssen durchgeführt. Hierbei konnten jedoch nur bei sehr wenigen Proben Fehlstellen oder Einschlüsse identifiziert werden, die zudem keinen systematischen Einfluss auf die Schwingfestigkeit zeigten, siehe hierfür [71].

3.3.1. Prüftechnik und -durchführung

Die zyklischen Werkstoffkennwerte wurden mittels dehnungsgeregelter Schwingversuche unter einachsiger und einstufiger, axialer Beanspruchung nach dem Perlenschnurverfahren ermittelt. Das Ziel war die Beschreibung des LCF- und niedrigen HCF-Bereichs mit Lebensdauern von bis zu $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Hierbei wurden Versuche unter Zug-Druck-Wechselbeanspruchung bei einem Dehnungsverhältnis von $R_\epsilon = -1$ sowie zur Erfassung der Mittelspannungsempfindlichkeit weitere Versuche mit einer vorgegebenen Zug- bzw. Druckmitteldehnung ($R_\epsilon = -0,5$ bzw. $R_\epsilon = -2$) durchgeführt. Die Schwingfestigkeitsversuche wurden auf servohydraulischen Prüfmaschinen der Hersteller *INOVA* sowie *Schenck* bei einer Frequenz von 0,5 bis 10 Hz (belastungsabhängig) gefahren. Abbildung 3.4 a) zeigt einen der Prüfstandaufbauten beispielhaft. Zur Einspannung der Werkstoffproben wurden diese kraftlos in M18x1-

Gewindeadapter geschraubt und über eine Druckplatte mit dem Maschinenadapter verspannt, siehe Abbildung 3.4 b). Der gesamte Versuchsaufbau wurde gefluchtet und sichergestellt, dass etwaige Biegeanteile vernachlässigbar gering ausfallen.



Abbildung 3.4: a) Servohydraulischer Prüfstand, b) Detailansicht einer eingebauten Werkstoffprobe.

Zur Durchführung der dehnungsgeregelten Versuche wurde ein axiales Extensometer mit einer Messbasis von 5 mm und einem Messweg von $\pm 0,25$ mm im Prüfbereich angebracht, siehe Abbildung 3.4 b). Da die Härte der untersuchten hoch- und höchstfesten Stähle teils über der der Schneiden des Dehnungsaufnehmers lag, konnte das Extensometer auf der Probenoberfläche entlang rutschen. Zur besseren Fixierung wurden die Schneiden und Halteklammern des Dehnungsaufnehmers daher auf eine dünne Schicht aus einer stahlverstärkten Epoxidpaste aufgesetzt. Die Sollwertvorgabe und -überprüfung sowie Dehnungsregelung erfolgte mit einem Ein-Kanal-Regler (*SERVOTEST Pulsar-1*) unter Amplitudenvorgabe mit Spitzen- bzw. Mittelwertregelung.

Die jeweilige Anrisschwingenspielzahl N_A ist bei einer Risslänge von $a = 0,5$ mm definiert, wobei der Anriss optisch detektiert wurde. Sofern von außen kein Anriss zu erkennen war, ist das Versagenskriterium über eine fünfprozentige schnelle Änderung der zyklisch stabilisierten Kraftamplitude F_a bestimmt. Da bei den höchstfesten Werkstoffen der Bruch vorwiegend augenblicklich eintrat, ohne dass ein Anriss an der Probenoberfläche bzw. ein Risswachstum in den Versuchsdaten zu erkennen war, wird die Anrisschwingenspielzahl in diesen Fällen der Bruchschwingenspielzahl gleichgesetzt.

Bei einer Schwingenspielzahl von $2 \cdot 10^6$ wurden die Versuche angehalten und als Durchläufer deklariert. Untersuchungen zur Bestimmung der mittleren Dauerfestigkeit wurden nicht durchgeführt.

3.3.2. Kennwerte und Formeln

Zur Beschreibung der Werkstofffließkurve unter zyklischer Beanspruchung dient die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Ramberg-Osgood [12] gemäß Gleichung (2.2). Diese wird auf Grundlage der Schwingfestigkeitsversuche unter Zug-Druck-Wechselbeanspruchung ($R_\epsilon = -1$) bestimmt, wobei für alle Einzelversuche die Wertepaare der Spannungsamplitude bei halber Anrisslebensdauer und zugehöriger plastischen Dehnungsamplitude ermittelt werden. Gemäß dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nicht-linear [1] werden der zyklische Verfestigungskoeffizient K' und -exponent n' mittels einer linearen Regression dieser zur Basis 10 logarithmierten Wertepaare berechnet, wobei plastische Dehnungsanteile kleiner 10^{-4} nicht berücksichtigt werden.

Im direkten Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve mit der im Zugversuch ermittelten statischen Kurve kann das Werkstoffverhalten der zyklischen Ver- oder Entfestigung bestimmt werden. Bei der Verfestigung nimmt die Spannungsamplitude bei konstanter Dehnungsamplitude zu und die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve liegt oberhalb der statischen Kurve. Analog dazu liegt bei Werkstoffen, die sich unter zyklischer Beanspruchung entfestigen, die zyklische unterhalb der statischen Spannungs-Dehnungs-Kurve.

Der Zusammenhang der aufgebrachten Beanspruchungsamplitude und der experimentell ermittelten Lebensdauer wird durch die Dehnungswöhlerlinie beschrieben, die sich aus den elastischen und plastischen Dehnungsanteilen zusammensetzt. Die Dehnungswöhlerlinie entspricht einer doppellogarithmischen Darstellung der Gesamtdehnungsamplitude über die Anrisschwingspielzahl und wird mit dem Berechnungsansatz von Manson, Coffin und Morrow [8] nach Gleichung (2.4) beschrieben. Die zyklischen Werkstoffparameter wie der Schwingfestigkeitskoeffizient σ'_f , zyklischer Duktilitätskoeffizient ϵ'_f sowie Schwingfestigkeitsexponent b und zyklischer Duktilitätsexponent c werden auf Basis zweier linearen Regressionsrechnungen getrennt für die elastischen und plastischen Dehnungsanteile aus den experimentell ermittelten Messwerten bestimmt.

3.3.3. Versuchsergebnisse

Im Folgenden sind die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche mit Werkstoffproben aus den untersuchten hoch- und höchstfesten Stählen dargestellt. Die Ergebnisse und Kennwerte der jeweiligen Einzelversuche sind für alle Werkstoffe im Anhang B.1 tabellarisch angegeben.

3.3.3.1. Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven

In Abbildung 3.5 a) ist die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffs X3CrNiMoAl13-8-2 dargestellt, die mittels linearer Regression aus den Versuchsergebnissen (als Symbole in der Abbildung) bestimmt wurde. Zum Vergleich ist die statische Kurve eines zugehörigen Zugversuchs (gestrichelt) angegeben. Als zyklische Verfestigungskennwerte der Ramberg-Osgood-Gleichung wurden $K' = 2035$ MPa und $n' = 0,053$ ermittelt. Wie zu erkennen ist, weist der Werkstoff unter Schwingbeanspruchung weder eine ausgeprägte Ver- noch Entfestigung vor.

Beim höchstfesten Stahl 100Cr6 ergibt sich im Gegensatz dazu ein deutlich steilerer Verlauf der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und es ist eine ausgeprägte Entfestigung zu erkennen, siehe Abbildung 3.5 b). Die experimentell ermittelten Werkstoffkennwerte betragen $K' = 4277$ MPa und $n' = 0,161$.

3. Experimentelle Untersuchungen

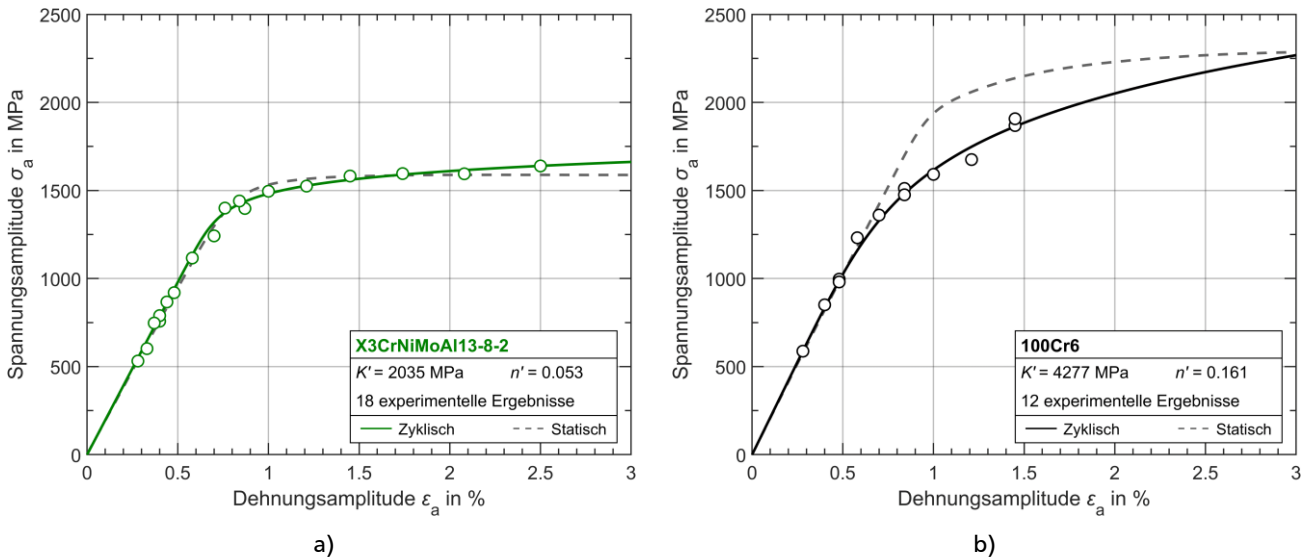


Abbildung 3.5: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.

Beim X40CrMoV5-1 liegen die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven für den blind- und einsatzgehärteten Werkstoffzustand vor, wobei jeweils eine zyklische Verfestigung im Vergleich zur statischen Kurve zu erkennen ist, siehe Abbildung 3.6. Im blindgehärteten Zustand ist die Verfestigung stärker ausgeprägt und als zyklische Werkstoffkennwerte wurden $K' = 3191 \text{ MPa}$ und $n' = 0,086$ ermittelt. Für den einsatzgehärteten X40CrMoV5-1 wurden die zyklischen Verfestigungskennwerte der Ramberg-Osgood-Gleichung $K' = 3527 \text{ MPa}$ und $n' = 0,088$ aus der linearen Regressionsrechnung bestimmt.

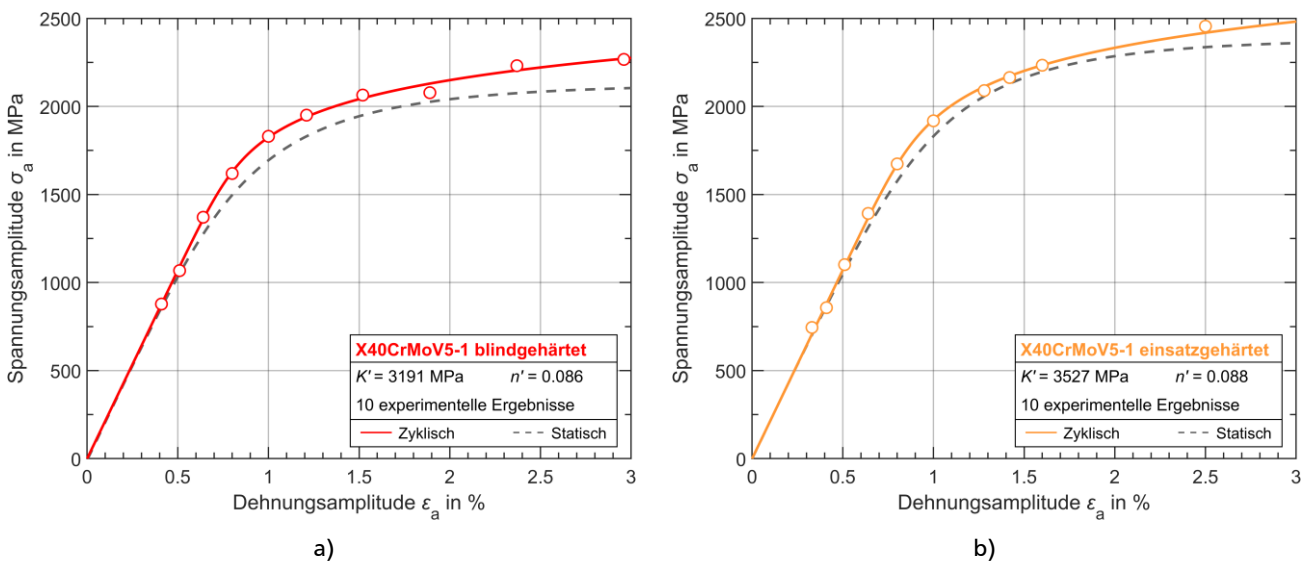


Abbildung 3.6: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.

Die zyklische Spannung-Dehnungs-Kurve des Warmarbeitsstahls X50CrMoV5-3-1 ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Im Vergleich zu den bisherigen höchstfesten Stählen konnten totale Dehnungsamplituden von bis zu 5 % geprüft werden. Im Bereich hoher Dehnungsamplituden ist eine zyklische Verfestigung zu erkennen. Als zyklische Werkstoffkennwerte wurden $K' = 3102 \text{ MPa}$ und $n' = 0,077$ ermittelt [6].

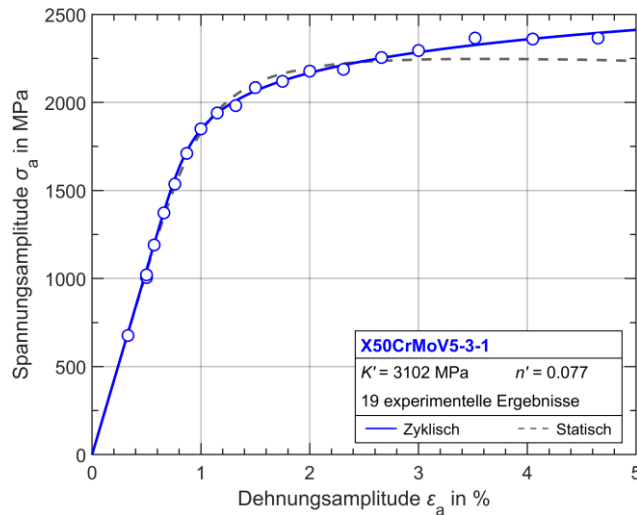


Abbildung 3.7: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für X50CrMoV5-3-1 [6].

3.3.3.2. Dehnungswöhlerlinien

Der hochfeste Edelstahl X3CrNiMoAl13-8-2 wurde unter Zug-Druck-Wechselbeanspruchung mit Dehnungsamplituden zwischen 0,28 % und 2,5 % geprüft. Während der Versuche konnte häufig ein Anriss optisch erkannt und auf Basis des Lastabfallkriteriums eine Anrisschwingspielzahl bestimmt werden. Die aus den Versuchsergebnissen abgeleitete Dehnungswöhlerlinie ist in Abbildung 3.8 a) dargestellt und die zugehörigen zyklischen Werkstoffkennwerte der Manson-Coffin-Morrow-Gleichung angegeben.

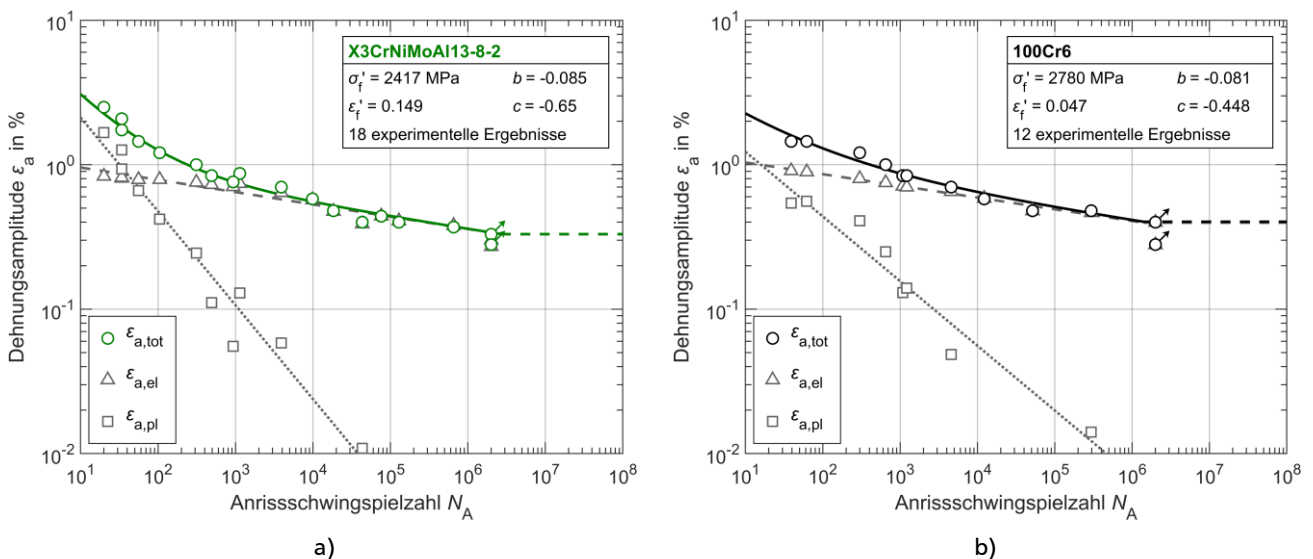


Abbildung 3.8: Dehnungswöhlerlinien: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.

Mit dem Werkstoff 100Cr6 wurden 18 Schwingversuche bei $R_\epsilon = -1$ mit Dehnungsamplituden zwischen 0,28 % und 1,74 % durchgeführt. Bei vier Versuchen mit Beanspruchungsamplituden $\epsilon_a \geq 1,2$ % trat der Bruch jedoch bereits bei der Erstbelastung vor dem Erreichen des oberen Umkehrpunkts der Hysterese ein, obwohl bei den quasistatischen Zugversuchen eine Gesamtdehnung bei Bruch von über 3,5 % ermittelt wurde, siehe Kapitel 3.2.4. In zwei Fällen traten bei Versuchen mit $\epsilon_a = 0,40$ % Gewindebrüche am ersten beanspruchten Gewindegang auf. Aus den 12 gültigen Ergebnissen wurde die in Abbildung 3.8 b) dargestellte Dehnungswöhlerlinie abgeleitet.

3. Experimentelle Untersuchungen

Der Werkstoff X40CrMoV5-1 wurde im blindgehärteten Zustand mit Dehnungsamplituden zwischen 0,41 % und 2,96 % bei $R_\epsilon = -1$ geprüft, wobei die Brüche unmittelbar eintraten, ohne dass ein Anriss zu erkennen war. Im einsatzgehärteten Zustand wurden die Werkstoffproben mit Dehnungsamplituden zwischen 0,33 % und 2,5 % geprüft. Das Versagen trat ebenfalls schlagartig ohne erkennbares Risswachstum ein. Im direkten Vergleich weisen beide Zustände eine übereinstimmende Schwingfestigkeit auf, wobei die einsatzgehärteten Proben deutlich geringere plastische Dehnungen ertragen.

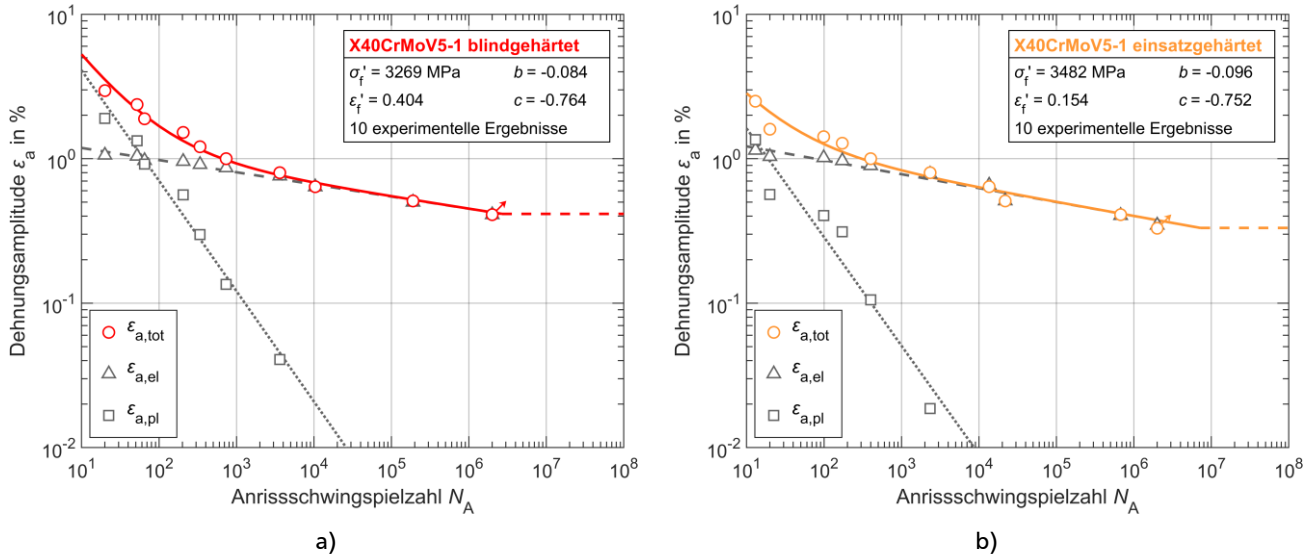


Abbildung 3.9: Dehnungswöhlerlinien für X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.

Beim Werkstoff X50CrMoV5-3-1 wurden 19 Schwingversuche mit Dehnungsamplituden von 0,33 % bis 4,65 % bei $R_\epsilon = -1$ durchgeführt. In den meisten Fällen war kein Anriss optisch während des Versuchs oder mittels Lastabfallkriterium identifizierbar, womit die Anriss- der Bruchschwingspielzahl gleichgesetzt wurde [6]. Die zugehörige Dehnungswöhlerlinie ist in Abbildung 3.10 dargestellt.

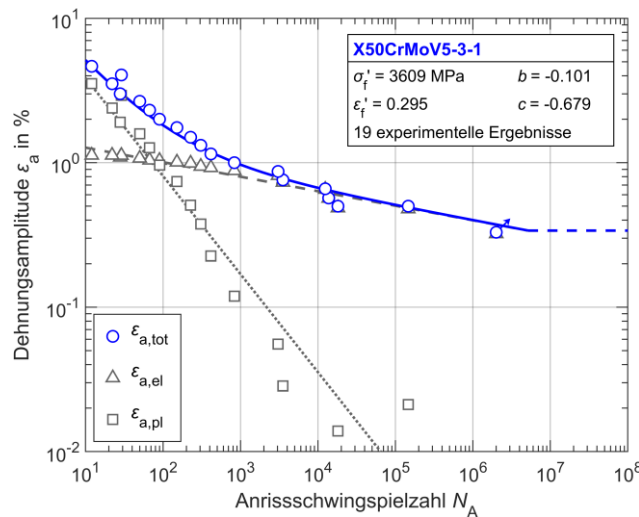


Abbildung 3.10: Dehnungswöhlerlinie für X50CrMoV5-3-1 [6].

3.4. Schwingfestigkeitsversuche mit randschichtbehandelten bauteilähnlichen Proben

Ziel der folgend beschriebenen Untersuchungen ist die experimentelle Bestimmung der Lebensdauer bauteilähnlicher Proben und die Erfassung des Einflusses unterschiedlicher Randschichtverfestigungsmaßnahmen auf die Schwingfestigkeit. Die Untersuchungen beinhalten zyklische kraftgeregelter Versuche unter einstufiger Belastung bei verschiedenen Kraft- bzw. Spannungsverhältnissen.

3.4.1. Prüftechnik und -durchführung

Zur experimentellen Untersuchung der bauteilähnlichen Proben wurden kraftgeregelter Schwingversuche unter einkanaliger und einstufiger, axialer Beanspruchung nach dem Perlenschnurverfahren durchgeführt. Das Ziel war die Beschreibung des Kurzzeit- und Zeitfestigkeitsbereichs mit Anrisschwingspielzahlen von bis zu $2 \cdot 10^6$. Hierbei wurden Versuche unter Zug-Druck-Wechselbeanspruchung bei einem Spannungsverhältnis von $R_\sigma = -1$ je Charakterisierung durchgeführt. Zur Bestimmung des jeweiligen Mittelspannungseinflusses wurden bei einigen Randschichtzuständen zusätzliche Versuche mit einer Zugmittelspannung im reinen Zugschwellbereich ($R_\sigma = 0$) gefahren.

Die Schwingfestigkeitsversuche wurden auf servohydraulischen Prüfmaschinen der Hersteller *INOVA* und *Schenck* bei einer Frequenz von 0,5 bis 10 Hz (belastungsabhängig) durchgeführt, siehe Abbildung 3.4 a). Zur Einspannung der Kerbproben wurden diese analog zum Vorgehen bei den Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen kraftlos in M18x1-Gewindeadapter geschraubt und über eine Druckplatte mit dem Maschinenadapter verspannt und gefluchtet, siehe Abbildung 3.11.



Abbildung 3.11: Detailansicht einer eingebauten Kerbprobe.

Am zylindrischen Bereich unterhalb der Kerbe wurde ein axiales Extensometer der Firma *SANDNER* mit einer Messbasis von 5 mm und einem Messweg von $\pm 0,25$ mm angebracht. Da die Härte der untersuchten Werkstoffe zum Teil über der der Schneiden des Dehnungsaufnehmers lag, konnte das Extensometer auf der Probenoberfläche entlang rutschen. Zur besseren Fixierung wurden die Kontaktflächen der Schneiden und Halteklammern mit Schmirgelleinen (Körnung 220) angeraut und ggf. zusätzlich eine dünne Schicht Aluminiumfolie mit Z70-Schnellkleber für Dehnungsmessstreifen aufgeklebt.

Die Definition der jeweiligen Anrisschwingspielzahl N_A ist durch eine fünfprozentige, schnelle Änderung der zyklisch stabilisierten Dehnungsamplitude bestimmt. Durch einen Anriss im Kerbgrund entsteht trotz axialer Belastung eine geringe Biegung der Probe, die durch das Extensometer unterhalb des Prüfbereichs erfasst werden kann, da die Dehnungsamplitude (je nach Lage des Risses zum Extensometer) steigt oder sinkt. Bei den randschichtverfestigten Kerbproben trat der Bruch vorwiegend augenblicklich ein, ohne dass ein Anriss an der Probenoberfläche bzw. ein Risswachstum in den Versuchsdaten zu erkennen war. Die Anrisschwingspielzahl wird in diesen Fällen der Bruchschwingspielzahl gleichgesetzt.

Bei einer Schwingenspielzahl von $2 \cdot 10^6$ wurden die Versuche angehalten und als Durchläufer deklariert. Untersuchungen zur Bestimmung der mittleren Dauerfestigkeit wurden nicht durchgeführt.

3.4.2. Kennwerte und Formeln

Die Versuchsergebnisse der kraftgeregelten Schwingfestigkeitsuntersuchungen an bauteilähnlichen Kerbproben werden in Form von (Nenn-)Spannungswöhlerlinien dargestellt, bei denen die Nennspannungsamplitude S_a über die Anrisschwingspielzahl N_A in einer doppellogarithmischen Darstellung aufgetragen wird. Die Nennspannung ist für den Nettoquerschnitt von 6 mm Durchmesser im Kerbgrund der Proben definiert. Im Zeitfestigkeitsbereich wird die Spannungswöhlerlinie durch eine Gerade beschrieben, die nach Gleichung (2.5) bestimmt wird. Die Stützstelle S_A bei 10^6 Schwingspielen und die Steigung k werden auf Basis der experimentellen Ergebnisse mittels einer linearen Regressionsrechnung (mit logarithmierten Nennspannungsamplituden und Anrisslebensdauern, in Beanspruchungsrichtung) ermittelt, wobei nur Versuchspunkte mit einer Anrisschwingspielzahl zwischen $5 \cdot 10^2$ und $5 \cdot 10^5$ berücksichtigt werden.

Folgend sind die experimentell ermittelten (Nenn-)Spannungswöhlerlinien für alle Versuchsreihen dargestellt. Die Kennwerte nach Gleichung (2.5) sind in den jeweiligen Diagrammen angegeben und beschreiben die als gepunktete Linie dargestellte Spannungswöhlerlinie des Zeitfestigkeitsbereichs. Da die experimentelle Beanspruchungshöhe durch die statische Festigkeit nach oben und durch die Dauerfestigkeit nach unten hin begrenzt ist, wird zusätzlich eine Gesamtspannungswöhlerlinie als durchgezogene Linie abgebildet. Der Verlauf wird durch eine Regression mit einem Polynom dritten Grades unter Berücksichtigung aller Versuchspunkte ermittelt und beim Erreichen der oberen bzw. unteren Extremstelle konstant mit dem jeweiligen Betrag der dort vorliegenden Nennspannungsamplitude verlängert. Dieser nichtlineare Ansatz dient hier nur zur Veranschaulichung der flacheren Verläufe in den Übergangsbereichen beim Annähern an die statische Festigkeit im kurzen Lebensdauerbereich vor ca. $5 \cdot 10^2$ Schwingspielen sowie bei Annäherung an den Dauerfestigkeitsbereich.

3.4.3. Versuchsergebnisse

Im Folgenden sind die Versuchsergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche mit randschichtbehandelten Kerbproben dargestellt. Die Ergebnisse und Kennwerte der jeweiligen Einzelversuche sind für alle Charakterisierungen im Anhang B.2 tabellarisch angegeben.

3.4.3.1. 16MnCr5 einsatzgehärtet

Beim einsatzgehärteten 16MnCr5 wurden bauteilähnliche Proben beider Kerbradien mit den Einsatzhärtetiefen $CHD1 = 0,82$ mm (Fertigungsvorgabe: 0,87 mm) und $CHD2 = 1,38$ mm (Fertigungsvorgabe: 1,48 mm) untersucht. Mit Proben des Kerbradius $R2$ und Einsatzhärtetiefe $CHD1$ wurden 16 Schwingversuche mit Nennspannungsamplituden im Bereich von 452 MPa bis 1028 MPa bei einem Spannungsverhältnis von $R_\sigma = -1$ durchgeführt, siehe Abbildung 3.12 a). Höhere Beanspruchungen ($S_a > 750$ MPa) führten zu einem Versagen, das von der Oberfläche der Probe im Kerbgrund ausging und im Folgenden als Randanriss bezeichnet wird. Bei geringeren Nennspannungsamplituden konnte mittels fraktographischen Untersuchungen (siehe Kapitel 3.4.4) der Übergangsbereich vom hochfesten Rand- zum niedrigfesten Kernmaterial im Probeninneren als Anrissursprung identifiziert werden – sogenannte Kernanrisse. Die bauteilähnlichen Proben der Charakterisierung $CHD1 R4$ wurden mit 16 Versuchen und Nennspannungsamplituden zwischen 526 MPa und 1003 MPa bei $R_\sigma = -1$ zyklisch geprüft. Hierbei kommt es ebenfalls oberhalb von $S_a = 750$ MPa zu Randanrissen und unterhalb zu einem Versagen ausgehend vom Probeninneren, siehe Abbildung 3.12 b). Aufgrund der geringeren Kerbschärfe fällt die Schwingfestigkeit, im Vergleich zu den Proben mit Kerbradius $R2$ etwas höher aus bei vergleichbarer Steigung.

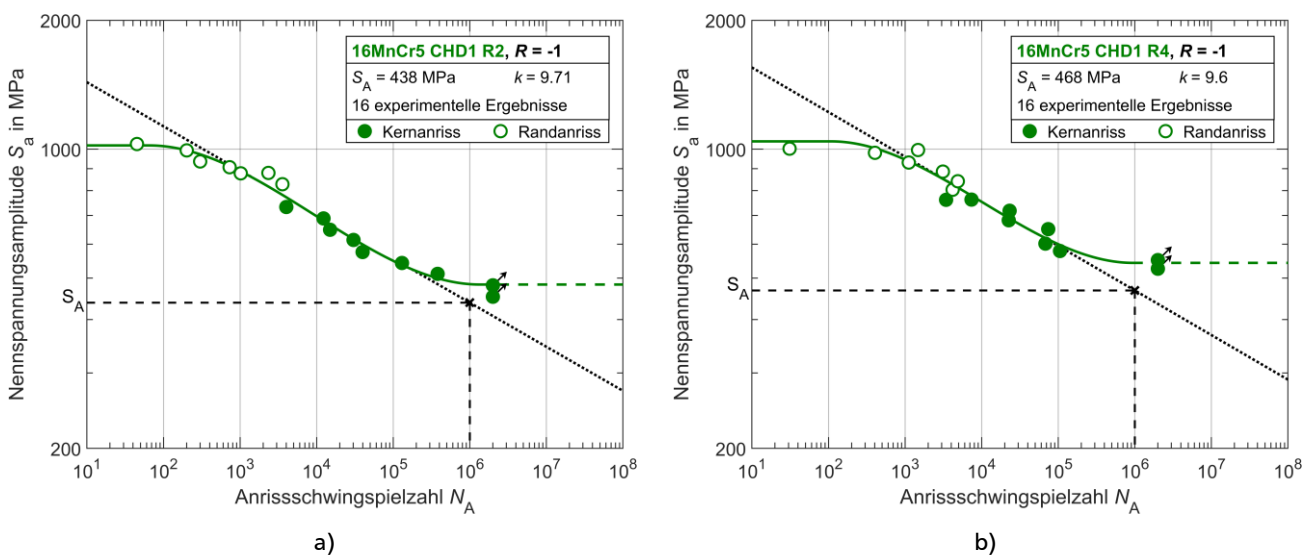


Abbildung 3.12: Spannungswöhlerlinien für 16MnCr5 einsatzgehärtet, Einsatzhärtetiefe $CHD1$, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$: a) Kerbradius $R2$, b) Kerbradius $R4$.

Proben der Einsatzhärtetiefe $CHD2$ lagen nur mit dem Kerbradius $R4$ vor und wurden 18-mal bei einem Spannungsverhältnis von $R_\sigma = -1$ mit Nennspannungsamplituden zwischen 410 MPa und 1001 MPa geprüft, siehe Abbildung 3.13 a). Das Beanspruchungsniveau des Übergangs von Rand- zu Kernanrissen liegt hier bei rund 615 MPa. Weitere 15 Versuche wurden bei $R_\sigma = 0$ mit Amplituden von 280 MPa bis 527 MPa durchgeführt, wobei sich keine eindeutige Beanspruchungshöhe als Grenze zwischen Rand- und Kernanriss ergeben hat, siehe Abbildung 3.13 b).

3. Experimentelle Untersuchungen

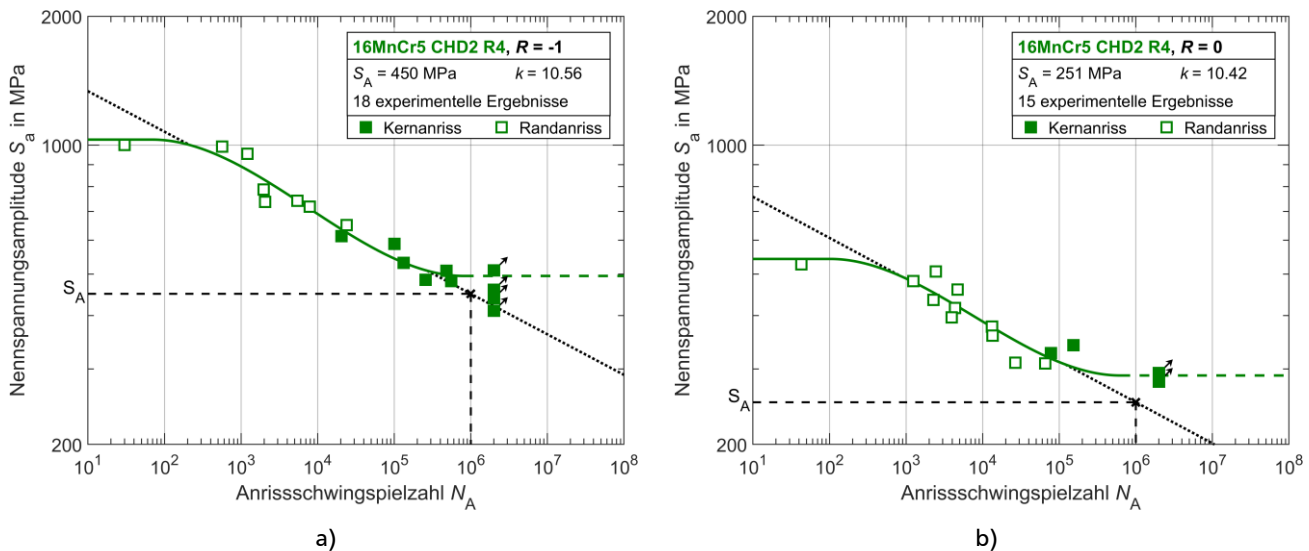


Abbildung 3.13: Spannungswöhlerlinien für 16MnCr5 einsatzgehärtet, Einsatzhärtetiefe CHD2, Kerbradius R4: a) Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, b) Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$.

In Abbildung 3.14 sind die Spannungswöhlerlinien der Versuche mit Kerbradius $R4$ bei einem Spannungsverhältnis von $R_\sigma = -1$ für beide Einsatzhärtetiefen dargestellt. Im direkten Vergleich ist ersichtlich, dass die Kerbproben des Zustands *CHD1* eine geringfügig höhere Schwingfestigkeit im Bereich geringerer Beanspruchungen sowie ein höheres Dauerfestigkeitsniveau aufweisen. Die statische Festigkeit bei der Einsatzhärtetiefen ist identisch.

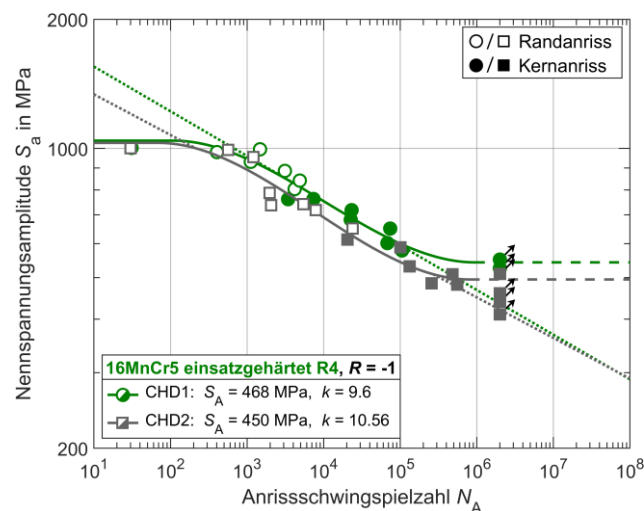


Abbildung 3.14: Vergleich der Spannungswöhlerlinien für 16MnCr5 einsatzgehärtet beider Einsatzhärtetiefen, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, Kerbradius R4.

3.4.3.2. 42CrMo4 induktivgehärtet

Bei Kerbproben aus induktivgehärtetem 42CrMo4 wurden die zwei Einhärtetiefen $SHD1 = 0,33$ mm (Fertigungsvorgabe: 0,4 mm) und $SHD2 \approx 1,6$ mm (Fertigungsvorgabe: 1,6 mm) untersucht, wobei nur Proben mit dem Kerbradius $R4$ verwendet wurden. Im Zustand *SHD1* wurden 11 Schwingversuche bei $R_\sigma = -1$ mit Nennspannungsamplituden zwischen 421 MPa und 1452 MPa durchgeführt sowie 9 Versuche bei $R_\sigma = 0$ mit Amplituden im Bereich von 369 MPa bis 776 MPa, siehe Abbildung 3.15. Das Versagen ging bei allen Versuchen vom Kerbgrund aus, wobei die Brüche vorwiegend unmittelbar eintraten, ohne dass ein Anriss oder Risswachstum zu erkennen war.

3.4. Schwingfestigkeitsversuche mit randschichtbehandelten bauteilähnlichen Proben

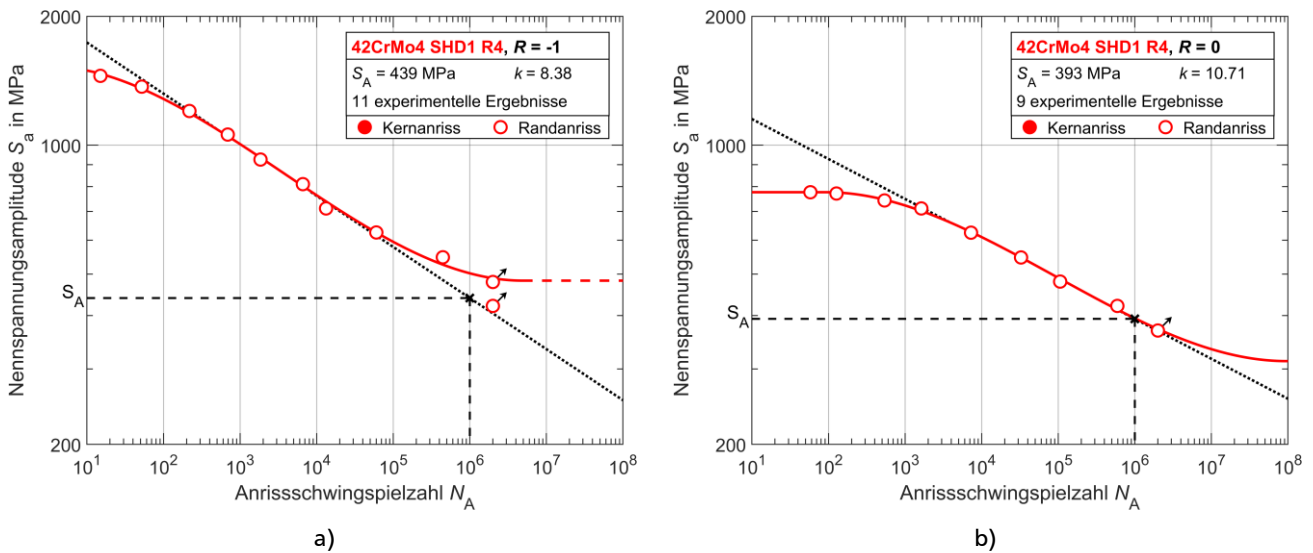


Abbildung 3.15: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 induktivgehärtet, Einhärtetiefe SHD1, Kerbradius R4: a) Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, b) Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$.

Jeweils 10 Kerbproben der Einhärtetiefe SHD2 wurden mit Nennspannungsamplituden von 711 MPa bis 1826 MPa beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$ sowie zwischen 581 MPa und 1018 MPa bei $R_\sigma = 0$ geprüft. Auch bei diesem Randschichtzustand ergaben die fraktographischen Untersuchungen der Bruchflächen, dass das Versagen bei allen Versuchen vom Kerbgrund ausging und die Brüche überwiegend unmittelbar ohne ausgeprägtes Risswachstum eintraten.

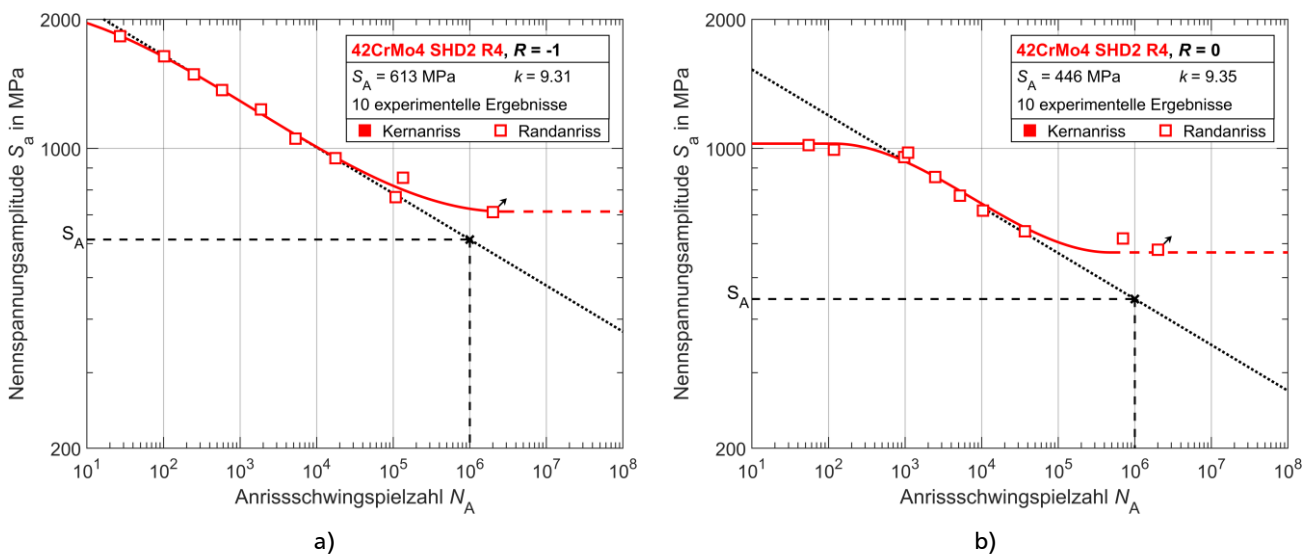


Abbildung 3.16: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 induktivgehärtet, Einhärtetiefe SHD2, Kerbradius R4: a) Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, b) Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$.

Ein Vergleich der Spannungswöhlerlinien beider Einhärtetiefen SHD1 und SHD2 bei $R_\sigma = -1$ ist in Abbildung 3.17 dargestellt. Wie zu erkennen ist, weisen die Kerbproben mit der dickeren Randschicht eine deutlich höhere Schwingfestigkeit über den gesamten Lebensdauerbereich auf. Die Wöhlerlinie von SHD2 ist um $\Delta S_A = 175$ MPa nach oben verschoben und erreicht somit ebenfalls eine höhere statische Festigkeit und Dauerfestigkeit. Auffällig ist, dass es bei beiden Einhärtetiefen kein ausgeprägtes asymptotisches Annähern an die statische Festigkeit gibt und die lineare Spannungswöhlerlinie des Zeitfestig-

keitsbereichs näherungsweise auch für den Kurzzeitfestigkeitsbereich gültig ist. Des Weiteren weisen alle Versuchsreihen mit Kerbproben aus induktivgehärtetem 42CrMo4 eine sehr geringe Streuung auf.

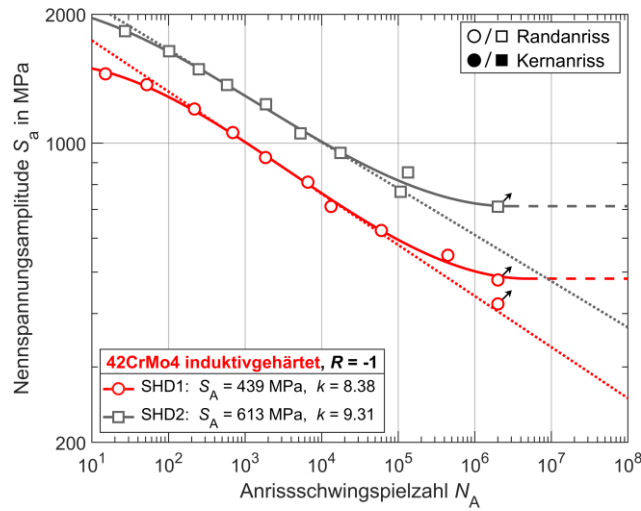


Abbildung 3.17: Vergleich der Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 induktivgehärtet beider Einhärtetiefen, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, Kerbradius R4.

3.4.3.3. 42CrMo4 kugelgestrahlt

Die bauteilähnlichen Proben aus 42CrMo4 wurden darüber hinaus im kugelgestrahlten Zustand geprüft und zwei Fertigungsparameter unterschiedlicher Strahlabwurfgeschwindigkeiten $D1 = 47$ m/s sowie $D2 = 32$ m/s untersucht. In Abbildung 3.18 a) ist die Spannungswöhlerlinie von 16 Versuchen mit Proben des Kerbradius R2 und Zustand D1 beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$ dargestellt, wobei Nennspannungsamplituden im Bereich von 334 MPa bis 1384 MPa geprüft wurden. Im direkten Vergleich weisen die Proben mit Kerbradius R4, die bei $R_\sigma = -1$ mit Amplituden von 372 MPa bis 1293 MPa getestet wurden, im Bereich geringerer Beanspruchungen eine deutlich höhere Schwingfestigkeit aufgrund der schwächeren Kerbschärfe auf, siehe Abbildung 3.18 b). Bei beiden Versuchsreihen liegt der Ursprung des Versagens immer im Kerbgrund und es sind keine Kernrisse aufgetreten.

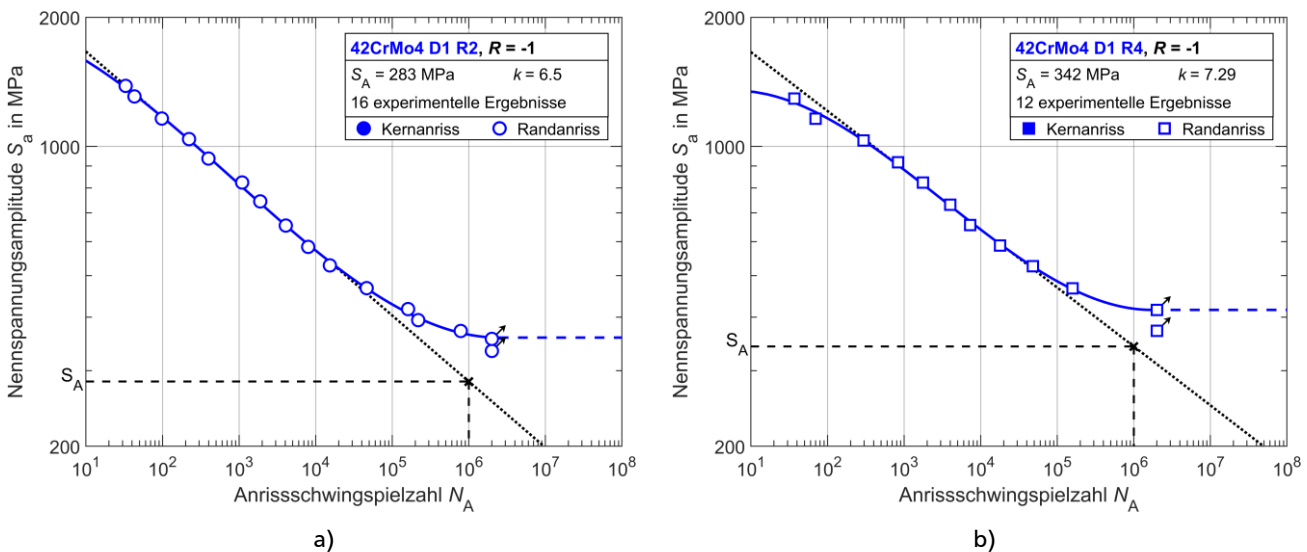


Abbildung 3.18: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 kugelgestrahlt, Strahlparameter D1, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$: a) Kerbradius R2, b) Kerbradius R4.

Die Kerbproben der Charakterisierung *D1 R4* wurden zusätzlich mit vorgegebener Zugmittelspannung bei $R_\sigma = 0$ geprüft, wobei 13 Versuche mit Nennspannungsamplituden zwischen 235 MPa und 694 MPa durchgeführt wurden, siehe Abbildung 3.19 a). Die mit der geringeren Abwurfgeschwindigkeit *D2* kugelgestrahlten Proben mit Kerbradius *R4* wurden mit Amplituden von 372 MPa bis 1295 MPa geprüft. Kernarisse traten auch bei diesen Versuchsreihen bei keinem Versuch auf.

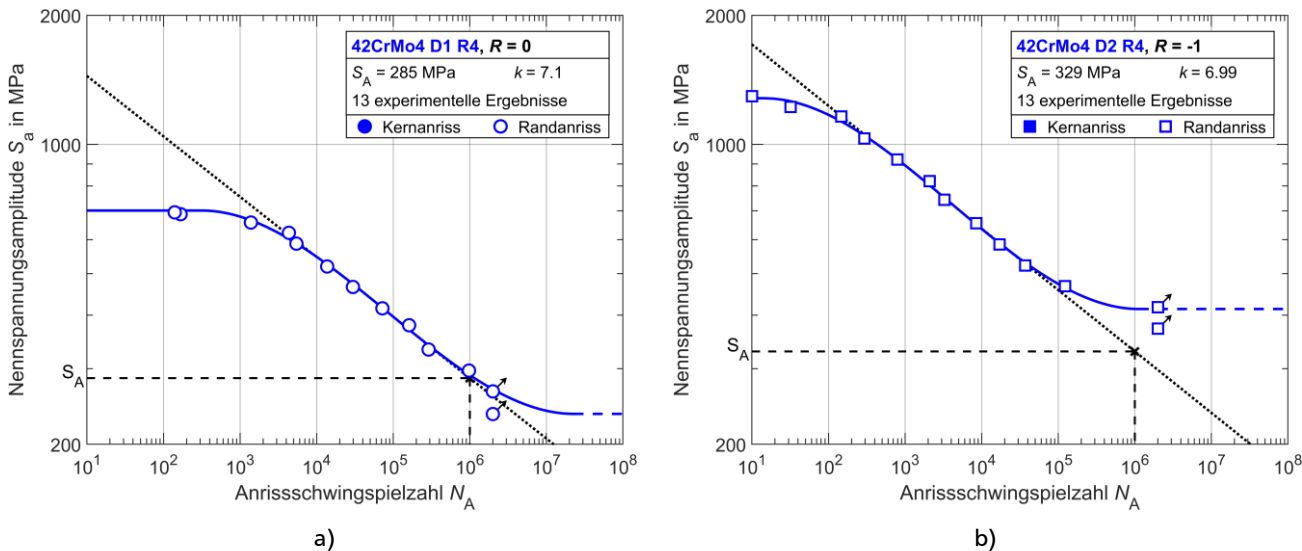


Abbildung 3.19: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 kugelgestrahlt, Kerbradius *R4*: a) Strahlparameter *D1* beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$, b) Strahlparameter *D2* beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$.

In Abbildung 3.20 sind die Nennspannungswöhlerlinien beider Fertigungsparameter (bei Kerbradius *R4* und Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$) dargestellt. Im direkten Vergleich ist ersichtlich, dass die unterschiedlichen Abwurfgeschwindigkeiten keinen Einfluss auf die Schwingfestigkeit der kugelgestrahlten Kerbproben haben und beide Wöhlerlinien über den gesamten Lebensdauerbereich identisch sind. Auffällig ist zudem, dass die Ergebnisse aller Versuchsreihen nahezu keiner Streuung unterliegen.

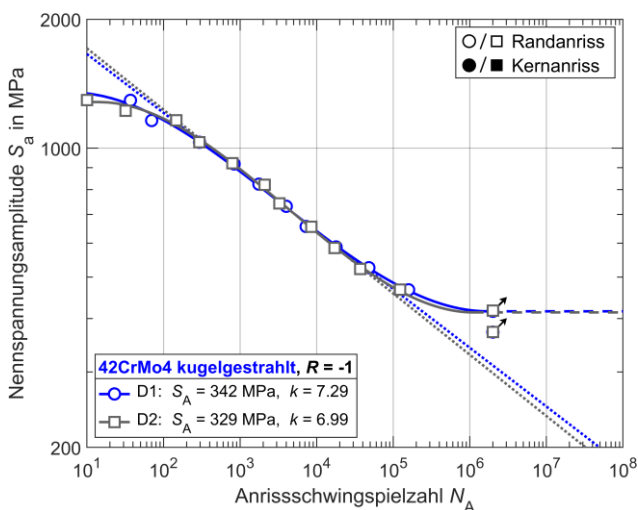


Abbildung 3.20: Vergleich der Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 kugelgestrahlt beider Strahlparameter, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, Kerbradius *R4*.

3.4.3.4. 42CrMo4 vorvergütet

Die Kerbproben aus 42CrMo4 wurden ebenfalls im vorvergüteten Zustand ohne zusätzliche Randschichtbehandlung untersucht. Beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$ wurden 16 Versuche mit Proben des Kerb-

3. Experimentelle Untersuchungen

radius $R2$ mit Nennspannungsamplituden zwischen 256 MPa und 1404 MPa durchgeführt sowie 14 Kerbproben der geringeren Kerbschärfe $R4$ im Bereich von 288 MPa bis 1257 MPa geprüft, siehe Abbildung 3.21. Das Versagen der Proben beider Versuchsreihen ging vom Kerbgrund aus.

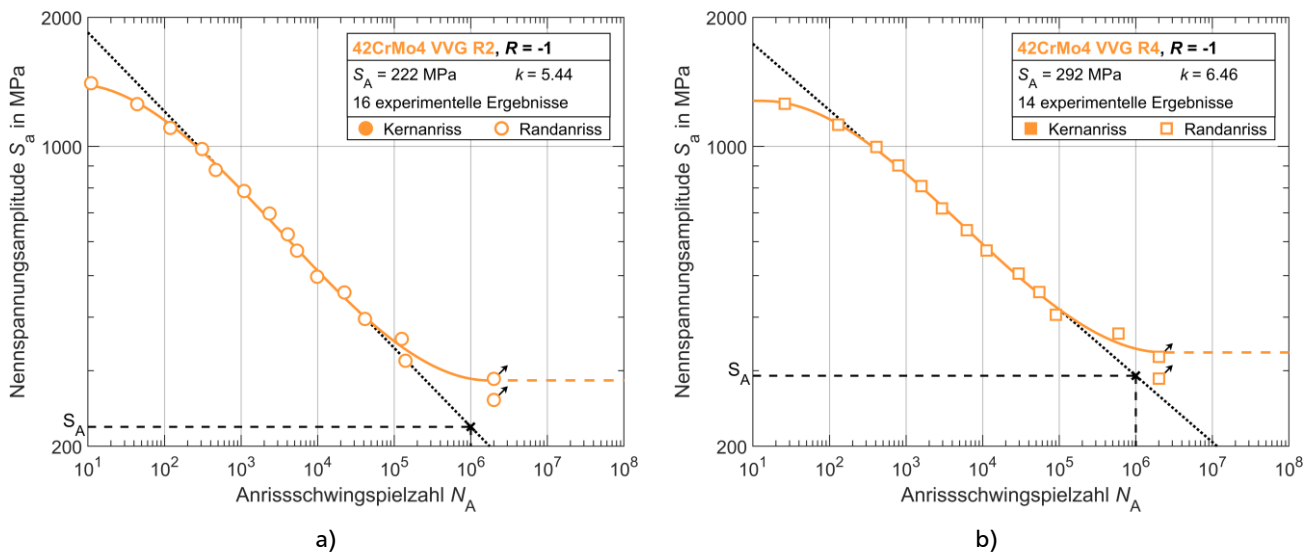


Abbildung 3.21: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 vorvergütet, $R_\sigma = -1$: a) Kerbradius $R2$, b) Kerbradius $R4$.

Die vorvergüteten Kerbproben $R4$ wurden zusätzlich bei einem Spannungsverhältnis von $R_\sigma = 0$ getestet, wobei 14 Versuche mit Nennspannungsamplituden von 288 MPa bis 723 MPa durchgeführt wurden. Auffällig ist hierbei das besonders stark ausgeprägte flache Auslaufen der Gesamtspannungswöhlerlinie beim Erreichen der statischen Festigkeit. Außerdem ist zu erkennen, dass sich die Lebensdauern von fünf Proben, die auf einem ähnlichen Belastungsniveau geprüft wurden (S_a von 680 bis 720 MPa), über nahezu zwei Dekaden verteilen, siehe Abbildung 3.22 a).

Im direkten Vergleich der Spannungswöhlerlinien von Versuchen bei $R_\sigma = -1$ mit vorvergüteten Proben beider Kerbradien ist der lebensdauerverkürzende Effekt einer höheren Kerbschärfe ersichtlich, siehe Abbildung 3.22 b). Insbesondere im Bereich hoher Lebensdauern bzw. niedriger Beanspruchungen bewirkt die geringere Kerbschärfe $R4$ eine höhere Schwingfestigkeit dieser Proben.

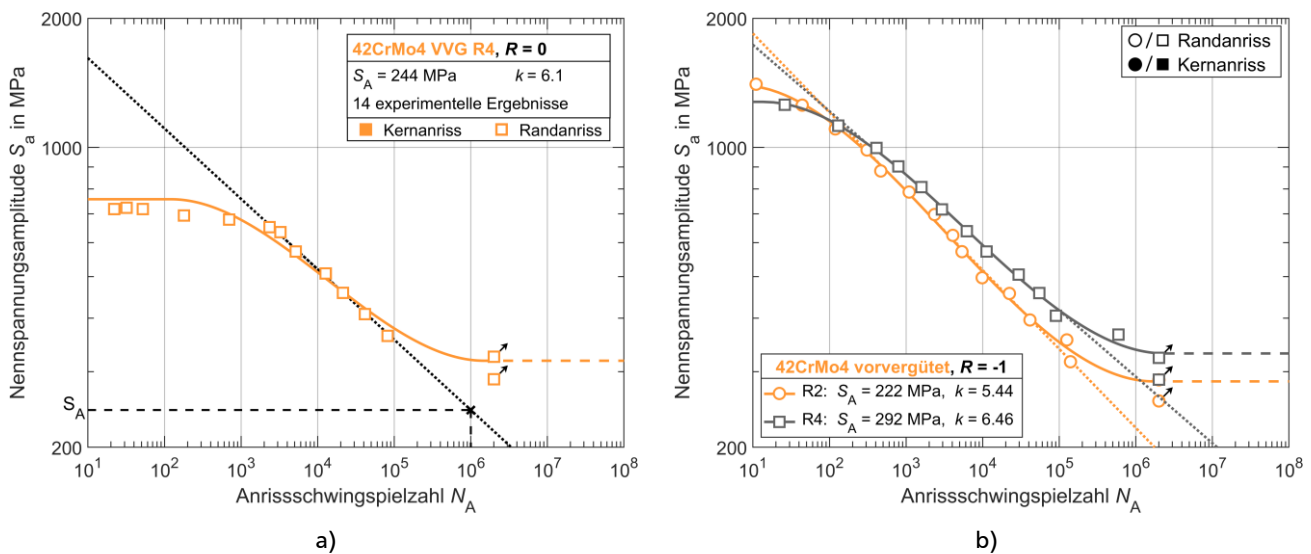


Abbildung 3.22: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 vorvergütet: a) Kerbradius $R4$ beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$, b) Vergleich der Spannungswöhlerlinien beider Kerbradien beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$.

3.4.4. Bruchflächenanalysen

Bei randschichtverfestigten Bauteilen kann das Versagen nicht nur im Kerbgrund auftreten, sondern auch am Übergangsbereich vom hochfesten Rand- zum niedrigfesten Kernmaterial – insbesondere bei geringeren Beanspruchungen, vgl. Kapitel 2.3. Zur Bestimmung des jeweiligen Anrissortes wurden die Bruchflächen der bauteilähnlichen Kerbproben nach dem Versuch lichtmikroskopisch untersucht. Hierzu wurde ein *Olympus BX50 Stereomikroskop* mit einer 5 Megapixel *Nikon DS-5M* Digitalkamera und der zugehörigen Software *LUCIA Image V5.0* eingesetzt, das eine 25-fache bis 500-fache Vergrößerung ermöglicht. Bei Vorliegen eines Versagensursprungs im Inneren der Probe wurde außerdem der Abstand des wahrscheinlichen Versagensausgangspunkts zur Probenoberfläche gemessen. Ausgewählte Bruchflächen wurden zusätzlich mittels Rasterelektronenmikroskopie (REM) hinsichtlich des Versagensursprungs bei externen Forschungspartnern analysiert. Im Folgenden werden exemplarisch typische Bruchflächen und Versagensorte der untersuchten bauteilähnlichen Proben aller Werkstoffe und Randschichtbehandlungsarten dargestellt.

Wie in den Spannungswöhlerlinien zu erkennen ist, kam es bei den Kerbproben aus einsatzgehärtetem 16MnCr5 im Bereich höherer Beanspruchungen vorwiegend zu einem Versagen, das von der Probenoberfläche (Kerbgrund) ausgeht. Dieser sogenannte Randanriss ist beispielhaft in Abbildung 3.23 a) als lichtmikroskopische Aufnahme und in b) als REM-Aufnahme dargestellt. Die zugehörige Kerbprobe der Charakterisierung *CHD1 R2* wurde mit einer Nennspannungsamplitude von $S_a = 1027,95$ MPa bei einem Spannungsverhältnis von $R_\sigma = -1$ zyklisch geprüft und hat eine Anrisslebensdauer von $N_A = 45$ erreicht. In der lichtmikroskopischen Aufnahme ist der untere Rand der Probe als Bruchausgang und gegenüberliegend der Restbruch zu erkennen. Die REM-Aufnahme in Abbildung 3.23 b) bestätigt diesen Bruchausgang (rot markiert), wobei die Detailaufnahme in Abbildung 3.24 a) eine interkristalline Bruchfläche in diesem Bereich aufweist. Im grün markierten Kernbereich der Probe ist, wie in der Vergrößerung in Abbildung 3.24 b) dargestellt, ein duktiler Bruch ohne Hinweise auf eine Ermüdungsschädigung zu finden. Das Risswachstum begann somit am unteren Rand der Probe und breitete sich nach oben hin aus, wobei am oberen Rand eine Scherlippe mit duktilen Bruchbereichen vorzufinden ist.

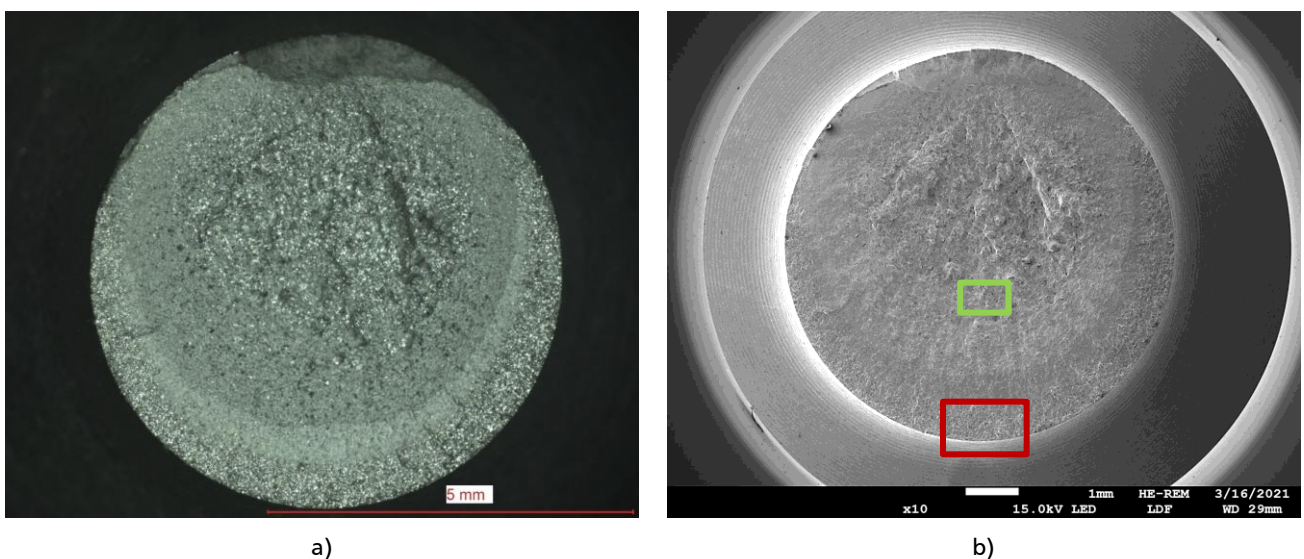


Abbildung 3.23: Exemplarische Darstellung einer typischen Bruchfläche beim einsatzgehärteten 16MnCr5 mit Bruchausgang von der Probenoberfläche ($S_a = 1027,95$ MPa, $N_A = 45$): a) Lichtmikroskopische Aufnahme, b) REM-Aufnahme.

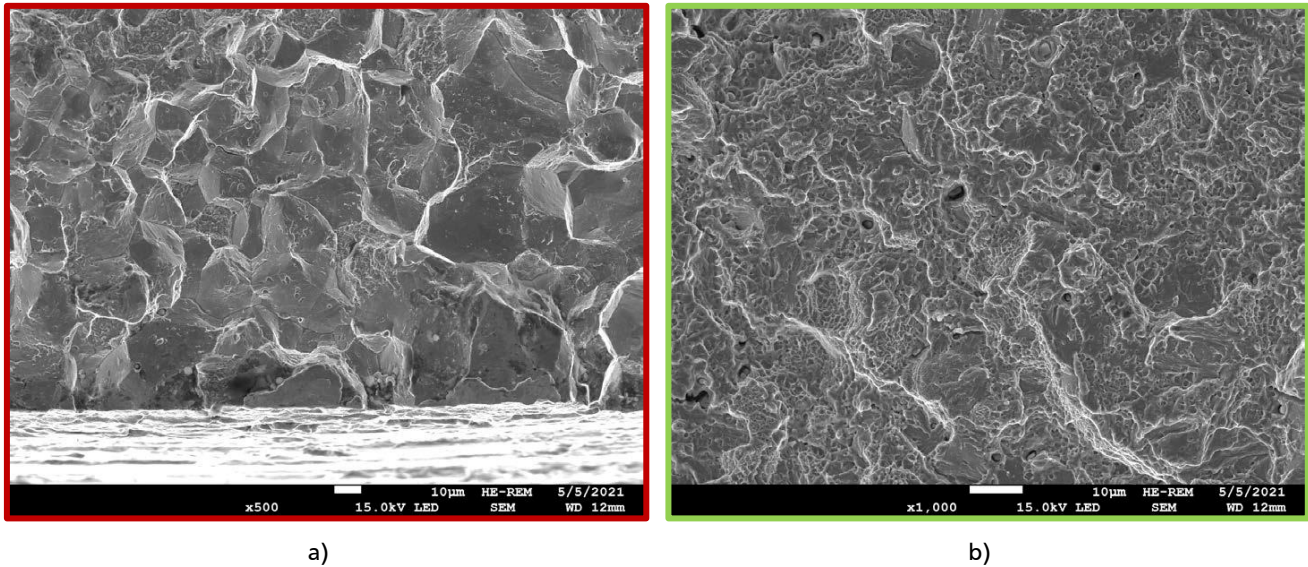
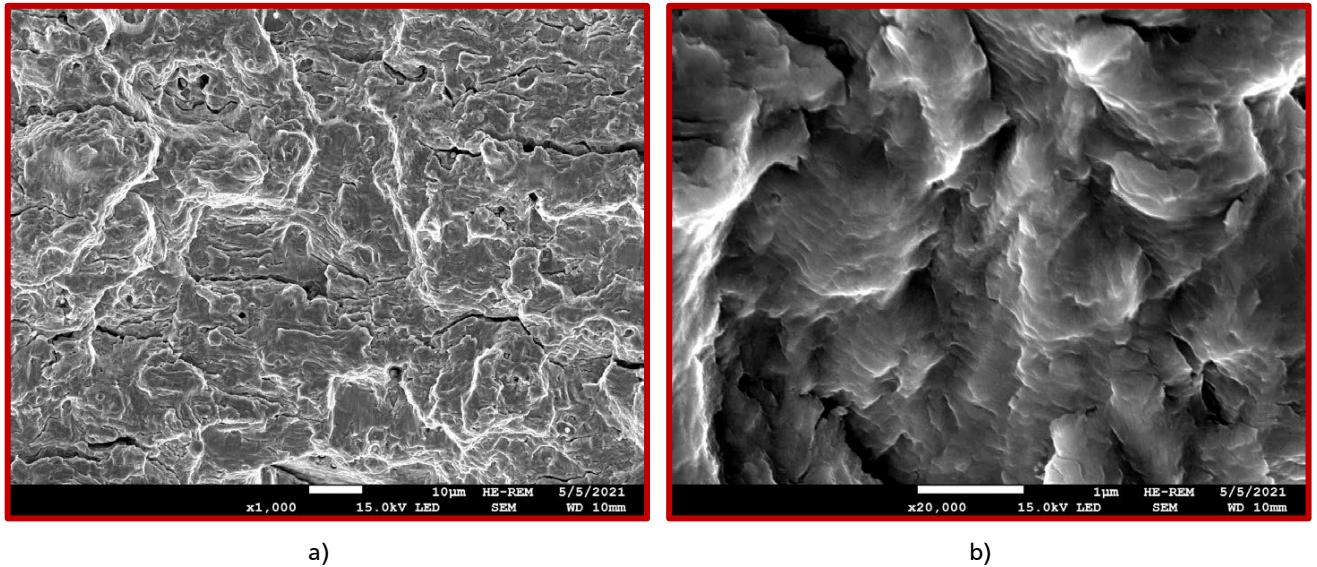


Abbildung 3.24: Detailaufnahmen der Bruchfläche aus Abbildung 3.23: a) Interkristalliner Bruch am Bruchausgang, b) Duktiler Bruch im Kernbereich.

Ein Beispiel eines im Probeninneren liegenden Versagensursprungs (der sogenannte Kernanriss) ist in Abbildung 3.25 dargestellt. Die abgebildete Kerbprobe der Charakterisierung *CHD1 R2* wurde mit einer Nennspannungsamplitude von $S_a = 511,34$ MPa bei $R_\sigma = -1$ zyklisch geprüft und hat eine Anrisslebensdauer von $N_A = 379809$ erreicht. Wie in der lichtmikroskopischen und REM-Aufnahme zu erkennen ist, liegt der Bruchausgang im Übergangsbereich von der hochfesten Randschicht zum niedrigfesten Kernmaterial in einem Abstand von ca. 0,8 mm bis 0,9 mm zur Probenoberfläche vor. Abbildung 3.26 a) zeigt den rot markierten Versagensausgangsbereich mit einer 1000-fachen Vergrößerung, wodurch die Schwingstreifen an dieser Stelle deutlich zu erkennen sind. Bei 20000-facher Vergrößerung sind die Schwingstreifen auf den einzelnen Körnern zu erkennen, siehe Abbildung 3.26 b). Im Randbereich der Probe ist eine interkristalline Bruchfläche vorzufinden und in der Mitte der Probe liegt der Restbruch mit einer duktilen Struktur vor.



Abbildung 3.25: Exemplarische Darstellung einer typischen Bruchfläche beim einsatzgehärteten 16MnCr5 mit Bruchausgang im Probeninneren ($S_a = 511,34$ MPa, $N_A = 379809$): a) Lichtmikroskopische Aufnahme, b) REM-Aufnahme.

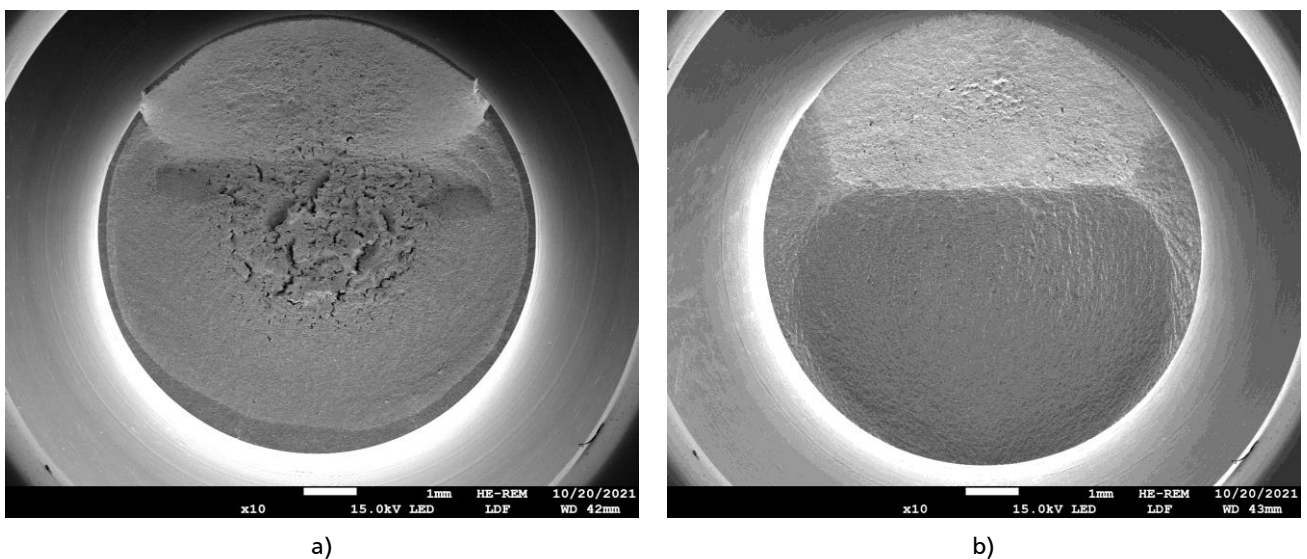


a)

b)

Abbildung 3.26: Detailaufnahmen der Bruchfläche aus Abbildung 3.25: a) Schwingstreifen am Bruchausgang, b) Schwingstreifen im Detail.

Bei den bauteilähnlichen Proben aus induktivgehärtetem 42CrMo4 ging das Versagen bei allen Versuchen von der Probenoberfläche (Kerbgrund) aus. Kernrisse im Übergangsbereich vom hochfesten Randschichtmaterial zum niedrigfesten Kernmaterial konnten auch bei geringeren Beanspruchungen nicht festgestellt werden. In Abbildung 3.27 sind beispielhaft Bruchflächen von induktivgehärteten Kerbproben dargestellt. In Abbildungsteil a) wurde der Versuch mit einer hohen Nennspannungsamplitude $S_a = 1487,32$ MPa durchgeführt, wodurch das Versagen nach 249 Schwingspielen eintrat. Wie zu erkennen ist, liegt nur eine sehr kleine Schwingbruchfläche vor und der Bereich des Restgewaltbruchs ist zerklüftet und uneben. Bei der Probe in Abbildung 3.27 b) wurde eine hohe Anrisslebensdauer $N_A = 444000$ bei einer geringen Nennspannungsamplitude $S_a = 547,19$ MPa erreicht. Die Bruchfläche zeigt den Versagensausgang am unteren Rand unmittelbar an der Probenoberfläche mit einer sehr stark ausgeprägten Schwingbruchfläche.



a)

b)

Abbildung 3.27: Exemplarische REM-Aufnahmen einer Bruchfläche beim induktivgehärteten 42CrMo4: a) Geringe experimentelle Lebensdauer $N_A = 249$ (bei $S_a = 1487,32$ MPa), b) Hohe experimentelle Lebensdauer $N_A = 444000$ (bei $S_a = 547,19$ MPa).

3. Experimentelle Untersuchungen

Bei den kugelgestrahlten Kerbproben aus 42CrMo4 ging das Versagen ebenfalls für alle untersuchten Proben von der Probenoberfläche und somit dem Kerbgrund aus. In Abbildung 3.28 a) ist beispielhaft ein Versuch unter einer sehr hohen Nennspannungsamplitude $S_a = 1032,09$ MPa dargestellt, der eine experimentelle Anrisschwingenspielzahl von $N_A = 295$ erreicht hat. Wie zu erkennen ist, ging das Versagen von mehreren Stellen an der Probenoberfläche aus, wodurch sich die Schwingbruchfläche ringförmig um den Restbruch ausgebildet hat. Auch bei einer geringen Beanspruchung und hohen Lebensdauer geht das Versagen, wie in Abbildung 3.28 b) dargestellt, von der Probenoberfläche aus.

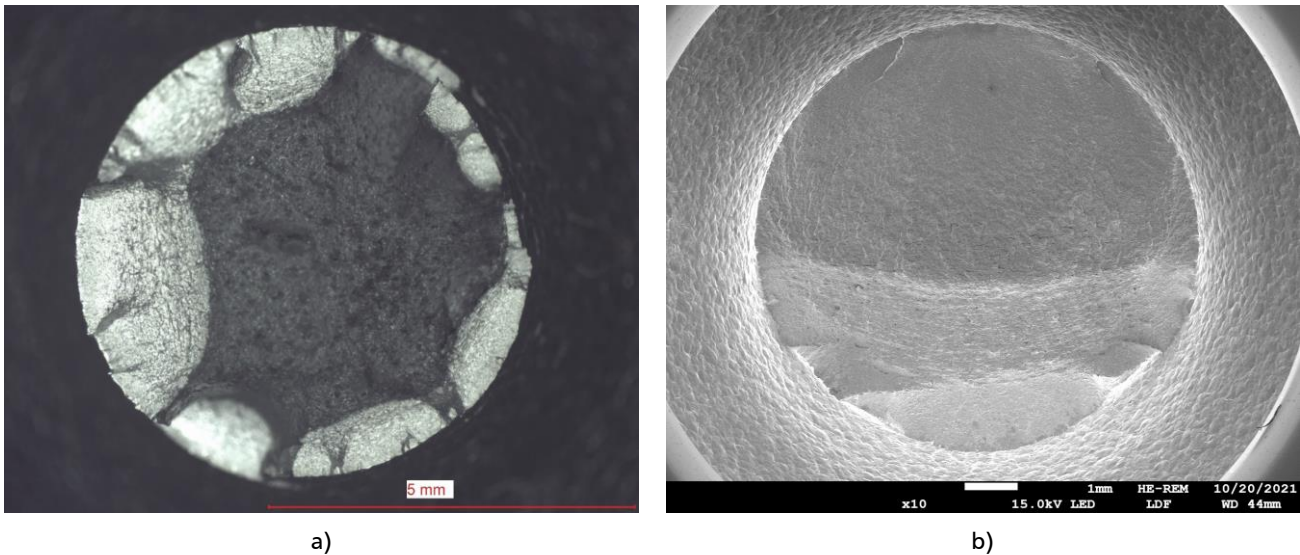


Abbildung 3.28: Exemplarische Aufnahmen einer Bruchfläche beim kugelgestrahlten 42CrMo4: a) Geringe experimentelle Lebensdauer $N_A = 295$ (bei $S_a = 1032,09$ MPa), b) Hohe experimentelle Lebensdauer $N_A = 289600$ (bei $S_a = 332,57$ MPa).

Bei den vorvergüteten Kerbproben aus 42CrMo4 geht das Versagen erwartungsgemäß, aufgrund des fehlenden Einsatzes von Randschichtverfestigungsmaßnahmen, bei allen Proben und für alle Beanspruchungshöhen vom Kerbgrund aus. In Abbildung 3.29 sind zwei Beispiele für Bruchflächen von zyklischen Versuchen dargestellt, die mit einer hohen bzw. geringen Spannungsamplitude durchgeführt wurden.

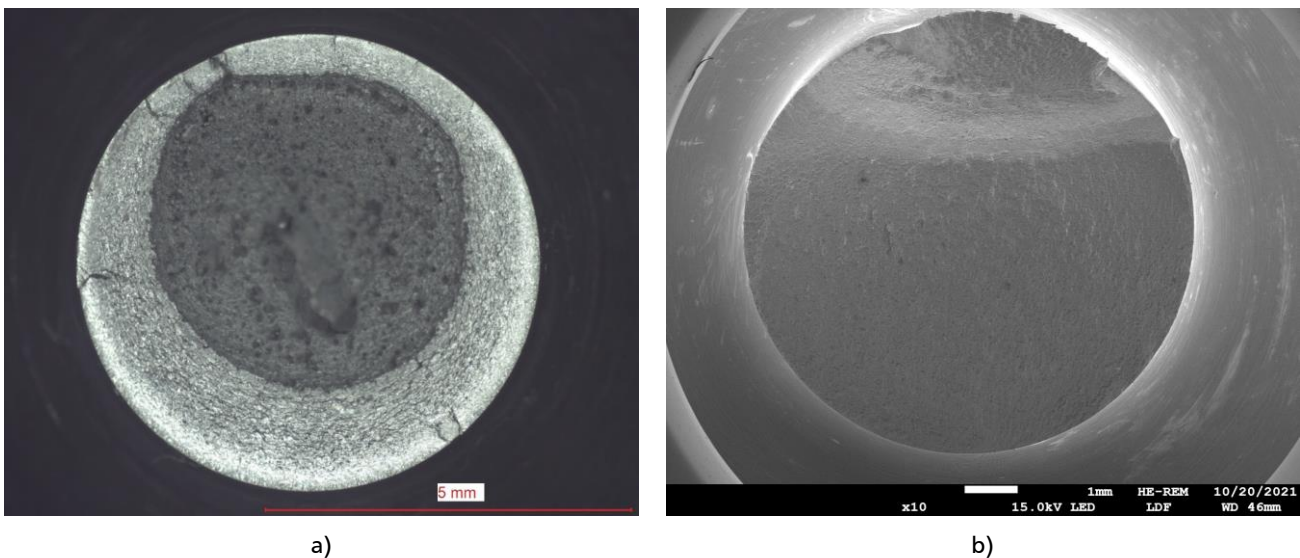


Abbildung 3.29: Exemplarische Aufnahmen einer Bruchfläche beim vorvergüteten 42CrMo4: a) Geringe experimentelle Lebensdauer $N_A = 309$ (bei $S_a = 986,16$ MPa), b) Hohe experimentelle Lebensdauer $N_A = 591499$ (bei $S_a = 366,27$ MPa).

4. Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte für hoch- und höchstfeste Stähle

4.1. Bestehende Abschätzmethoden

Im Rahmen eines Ermüdungsfestigkeitsnachweises von Bauteilen werden zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens häufig Abschätzmethoden genutzt. Auf diese Weise kann auf die Fertigung von Werkstoffproben sowie zeit- und kostenintensive Schwingfestigkeitsuntersuchungen zur Ermittlung von zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven und Wöhlerlinien verzichtet werden. Die Abschätzmethoden benötigen nur wenige experimentelle Eingangsdaten, wobei in den meisten Fällen quasistatische Werkstoffkennwerte wie die Zugfestigkeit genutzt werden.

Der Zusammenhang zwischen zyklischem Werkstoffverhalten und quasistatischen Werkstoffkennwerten wurde in der Vergangenheit bereits umfangreich untersucht. Beispielsweise entwickelte Manson [72] bereits 1965 die *Four-Point-Correlation-Method*, um Dehnungswöhlerlinien metallischer Werkstoffe (wie Stahl, Aluminium, Titan, Magnesium, Beryllium usw.) auf Basis der Zugfestigkeit R_m , der wahren Bruchspannung σ_f und der Brucheinschnürung Z abzuschätzen (gültig bis maximal $R_m \leq 2758$ MPa). Als eine Modifikation dieser Methode schuf Manson außerdem die *Method of universal Slopes* [72] mit fest vorgegebenen Steigungen für den elastischen und plastischen Anteil der Dehnungswöhlerlinien. Iida und Fujii [73] entwickelten eine Abschätzungsmethode für geschweißte und höherfeste Stähle basierend auf der Zugfestigkeit und der Brucheinschnürung als Eingangswerte mit einem Gültigkeitsbereich von maximal $R_m \leq 901$ MPa. *Mitchell's Method* von Socie und Mitchell [74] ermöglicht eine Abschätzung durch Bestimmung des elastischen Anteils der Dehnungswöhlerlinie auf Basis der Zugfestigkeit sowie des plastischen Anteils unter Verwendung der wahren Bruchdehnung ε_f mit unterschiedlichen Steigungen beider Anteile in Abhängigkeit von der Duktilität des Werkstoffs. Mit dem *Uniform Material Law* bieten Bäumel und Seeger [75] eine Abschätzungsmethode für die Dehnungswöhlerlinie, die als Eingabedaten die Zugfestigkeit und den Elastizitätsmodul E erfordert. Hierbei wird zwischen un- und niedriglegierten Stählen sowie Aluminium- und Titanlegierungen unterschieden. Der Gültigkeitsbereich dieser Methode ist begrenzt auf $R_m \leq 2300$ MPa. Unter Verwendung der Brinellhärte (alternativ der Zugfestigkeit) als experimentellen Eingangswert, entwickelten Roessle und Fatemi [76] die *Hardness Method* zur Abschätzung von Dehnungswöhlerlinien mit einem maximalen Eingangswert von 536 HBW bzw. $R_m \leq 2360$ MPa. Als letzte Beispiele für die zahlreichen Ansätze seien die *Method of variable Slopes* von Hatscher [77], die eine Abschätzung auf der Basis der Zugfestigkeit und Dehngrenze $R_{p0,2}$ für höherfeste Stahlbleche und unlegierte Stähle ermöglicht sowie die *Median Method* von Meggiolaro und Castro [78] genannt, die unter Verwendung der Zugfestigkeit Dehnungswöhlerlinien von Stählen oder Aluminiumlegierungen abschätzen kann.

Eine Gemeinsamkeit dieser Methoden ist, abgesehen von der Tatsache, dass häufig eine modifizierte oder erweiterte Variante im Laufe der Zeit entwickelt wurde, die rechnerische Abschätzung von Dehnungswöhlerlinien auf Basis quasistatischer Materialkennwerte. In zahlreichen wissenschaftlichen

Arbeiten konnte – durch den Vergleich von experimentell ermittelten und den zugehörigen abgeschätzten zyklischen Werkstoffeigenschaften – bereits gezeigt werden, dass die Genauigkeit der verschiedenen Methoden erheblich variiert sowie dass die Korrelation von quasistatischen Werkstoffeigenschaften und dem abgeschätzten zyklischen Werkstoffverhalten zum Teil sehr gering ausfallen kann, siehe beispielsweise [79–82]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden die Methoden der FKM-Richtlinie Nichtlinear zur Abschätzung von Schädigungsparameterwöhlerlinien sowie der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve auf der Basis der Zugfestigkeit angewendet. Im Gegensatz zu einfachen Dehnungswöhlerlinien ermöglicht die Verwendung von Schädigungsparameterwöhlerlinien, wie in Kapitel 2.2.3 ausführlicher erläutert, die Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit des Werkstoffs oder des Riss-schließens und -öffnens sowie Reihenfolgeeffekte. Somit ist eine bessere Übereinstimmung von experimentell ermittelten und den zugehörigen abgeschätzten zyklischen Werkstoffeigenschaften zu erwarten.

4.2. Erweiterung der Methoden nach der FKM-Richtlinie Nichtlinear für höherfeste Stähle

Im Rahmen der FKM-Richtlinie Nichtlinear wird ein Ermüdungsfestigkeitsnachweis auf Grundlage des Örtlichen Konzepts zur Bestimmung einer statistisch abgesicherten Lebensdauer von Bauteilen ermöglicht (siehe Kapitel 2.2). Zur Charakterisierung des hierfür benötigten zyklischen Werkstoffverhaltens des nachzuweisenden Bauteils stellt die Richtlinie Abschätzmethoden zur Verfügung, die lediglich die Zugfestigkeit als experimentelle Eingangsgröße benötigen. Diese sind für die drei verschiedenen Werkstoffgruppen *Stahl*, *Stahlguss* und *Aluminiumknetlegierung* möglich, wobei der Gültigkeitsbereich für Stähle bei einer maximalen Zugfestigkeit von 1200 MPa endet. Um die Abschätzmethoden der Richtlinie auch für hoch- und höchstfeste Stähle anwenden zu können, werden diese auf Basis der experimentellen Untersuchungen (siehe Kapitel 3.3) angepasst und validiert. Mit der Einführung einer neuen Werkstoffgruppe *Höchstfester Stahl* soll der Anwendungsbereich der Abschätzungsmethoden auf eine maximale Zugfestigkeit von ca. $R_m = 2400$ MPa erweitert werden.

Im Folgenden wird geprüft, wie zutreffend die abgeschätzten zyklischen Spannungs-Dehnungs- und Schädigungsparameterkurven die experimentell ermittelten Ergebnisse abbilden können. Zusätzlich wird ein Vergleich zu den jeweiligen abgeschätzten Kurven gezogen, die mit der derzeit existierenden Methode für die Werkstoffgruppe *Stahl* (gültig bis $R_m \leq 1200$ MPa), wie in der Richtlinie definiert, berechnet wurden. In den folgenden Abbildungen stellen die durchgezogenen Linien (siehe beispielsweise Abbildung 4.1) die Abschätzungen nach der neu vorgeschlagenen Methode für höchstfeste Stähle dar, während die gestrichelten Linien die entsprechenden Kurven nach der bestehenden Methode für die Werkstoffgruppe *Stahl* beschreiben. Dies dient zum einen zur Veranschaulichung, dass eine Anpassung für höherfeste Stähle für eine passende Abschätzung durchaus notwendig ist und zu anderen zur Darstellung der besseren Eignung der modifizierten Abschätzungsmethode.

Die aus den drei Zugversuchen gemittelte Zugfestigkeit wird als experimenteller Eingangswert für die Abschätzungsmethoden verwendet, siehe Tabelle 3.6. Die Entwicklung der neuen Werkstoffgruppe erfolgte auf der Grundlage der Versuchsergebnisse der Werkstoffe X3CrNiMoAl13-8-2, 100Cr6 sowie X40CrMoV5-1 (blind- und einsatzgehärtet). Der Stahl X50CrMoV5-3-1, der unter identischen Prüfbedingungen untersucht wurde, dient als zusätzlicher Werkstoff zur Validierung, um die Genauigkeit der angepassten Abschätzungsmethode für einen weiteren höchstfesten Stahl darzustellen.

4.2.1. Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve

Zur Beschreibung des elastisch-plastischen Materialverhaltens unter zyklischer Beanspruchung dient die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Ramberg-Osgood [12], siehe Gleichung (2.2). Diese Kurve kann nach dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear abgeschätzt werden, indem der zyklische Verfestigungskoeffizient K' mit werkstoffgruppenabhängigen Kennwerten gemäß

$$K' = \frac{a_\sigma \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{b_\sigma}}{\left(\min\left(\varepsilon_{\text{grenz}}; a_\varepsilon \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{b_\varepsilon}\right)\right)^{n'}} \quad (4.1)$$

berechnet wird, die empirisch aus statistischen Auswertungen [81] ermittelt wurden, siehe Tabelle 4.1. Ebenso wird dem zyklischen Verfestigungsexponent n' ein fester Wert zugewiesen. Als einziger experimenteller Eingabewert wird somit nur die Zugfestigkeit R_m benötigt. Die zur Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve benötigten Berechnungsgrößen wurden für die Werkstoffgruppe *Höchstfester Stahl* neu bestimmt und sind im Vergleich zu den bisher definierten Werkstoffgruppen der Tabelle 4.1 zu entnehmen. Die neuen Kennwerte wurden iterativ, für den am besten geeigneten Mittelweg, der die Versuchspunkte aller untersuchten hoch- und höchstfesten Werkstoffe passend abbildet, ermittelt.

Tabelle 4.1: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve.

Werkstoff	n'	a_σ in MPa	a_ε	b_σ	b_ε	$\varepsilon_{\text{grenz}}$	E in MPa
Höchstfester Stahl	0,085	2,66	1400	0,895	-1,235	0,099	206000
Stahl [1]	0,187	3,1148	1033	0,897	-1,235	0,338	206000
Stahlguss [1]	0,176	1,732	0,847	0,982	-0,181	∞	206000
Aluminiumknetlegierung [1]	0,128	9,12	895,9	0,742	-1,183	∞	70000

Abbildung 4.1 zeigt die abgeschätzten zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven im Vergleich zu den experimentellen Versuchspunkten der Werkstoffe X3CrNiMoAl13-8-2 und 100Cr6. Wie in Teil a) zu erkennen ist, beschreibt die mit der neuen Methode für höchstfeste Stähle abgeschätzte Kurve die experimentellen Ergebnisse des hochfesten Werkstoffs X3CrNiMoAl13-8-2 nahezu ideal. Für den zyklischen Verfestigungskoeffizienten wird $K' = 2366$ MPa abgeschätzt. Beim höchstfesten Stahl 100Cr6 zeigt sich eine Abweichung, die darauf zurückzuführen ist, dass die zyklischen Werkstoffversuche nicht mit so hohen Dehnungsamplituden durchgeführt werden konnten, wie es von den Zugversuchen zu erwarten war. Anstatt einer Dehnung von bis zu 3,5 % zu widerstehen (vgl. Abbildung 3.3), versagten die zyklischen Versuche mit einer vorgegebenen Dehnungsamplitude von mehr als 1,2 % aufgrund eines sofortigen Bruchs während der Erstbelastung, bevor der obere Umkehrpunkt der Hystereseschleife erreicht werden konnte. Dieses Verhalten konnte im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht weiter untersucht werden, jedoch kann die deutlich höhere Dehnrates von $1,1 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ zu Beginn der zyklischen Versuche im Vergleich zu $4 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ während der Zugversuche eine potenzielle Erklärung hierfür sein. Somit ergibt sich eine Diskrepanz zwischen dem statischen und dem erwarteten zyklischen Materialverhalten, die durch die unterschiedlichen Beanspruchungsgeschwindigkeiten begründet werden kann. Aus den Versuchsdaten der Erstbelastungsbrüche konnte eine maximal ertragbare Spannung von 2166 MPa ermittelt werden (vgl.: experimentell ermittelte Zugfestigkeit $R_m = 2287$ MPa). Ein niedrigerer experimenteller

4. Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte für hoch- und höchstfeste Stähle

Eingangswert für die Abschätzung, würde die berechnete Kurve nach unten verschieben, was zu einer geringeren Abweichung im Vergleich zur aktuellen Darstellung in Abbildung 4.1 b) führen würde.

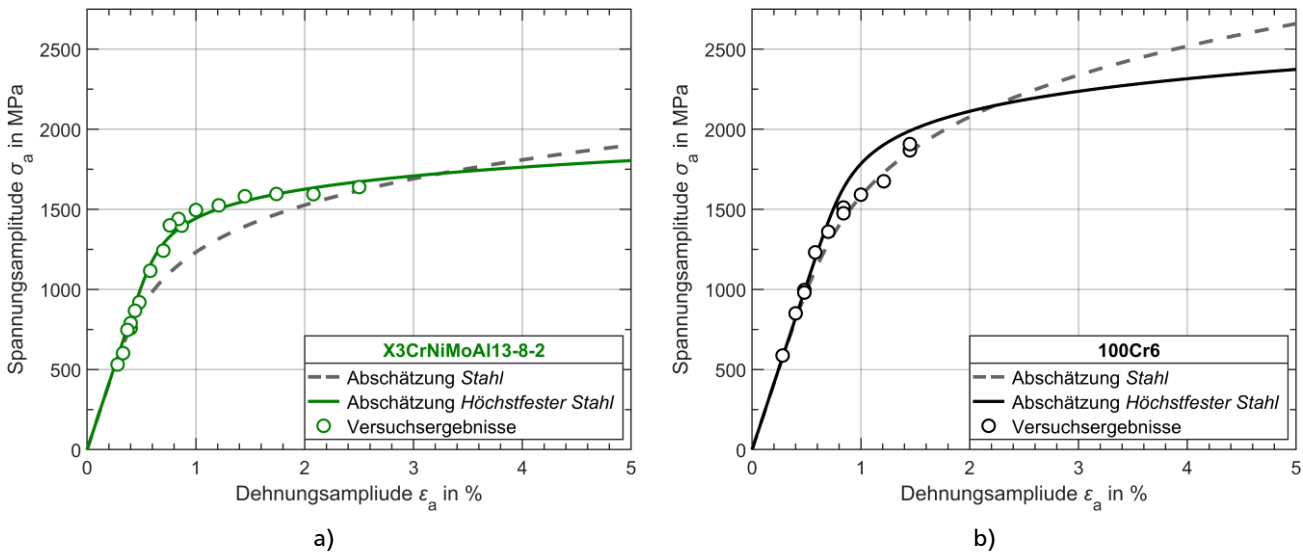


Abbildung 4.1: Abgeschätzte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für die Werkstoffe: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.

Die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven für beide Zustände des höchstfesten Stahls X40CrMoV5-1 werden unter Verwendung der neuen Werkstoffgruppe sehr gut geschätzt, siehe Abbildung 4.2. Der zyklische Verfestigungskoeffizient beträgt $K' = 3088$ MPa für den blindgehärteten und $K' = 3399$ MPa für den einsatzgehärteten Zustand.

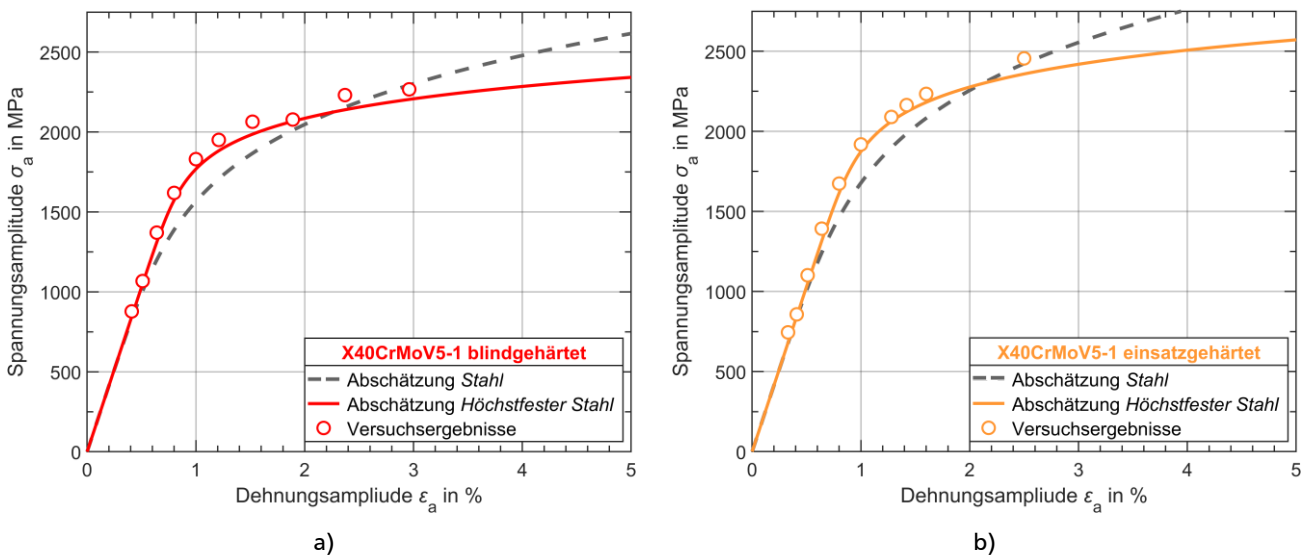


Abbildung 4.2: Abgeschätzte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.

Beim höchstfesten Stahl X50CrMoV5-3-1 entspricht der abgeschätzte Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve perfekt den experimentellen Ergebnissen. Des Weiteren wird bei diesem Werkstoff auch ein deutlich größerer Bereich von experimentellen Dehnungsamplituden von bis zu $\epsilon_a = 4,65$ % durch die berechnete Kurve zutreffend abgebildet, siehe Abbildung 4.3. Für den zyklischen Verfestigungskoeffizienten wird hierbei $K' = 3234$ MPa abgeschätzt. Die Entwicklung der neuen Methode erfolgte, wie zuvor erläutert, ohne Berücksichtigung dieses Werkstoffs, wodurch jener eine erste unabhängige Validierung

ist. Abschließend ist ersichtlich, dass die Abschätzung auf Basis der Werkstoffgruppe *Stahl* (siehe gestrichelte Linien) die experimentellen Ergebnisse in den meisten Fällen nicht zutreffend beschreibt, da vor allem die vorgegebene Steigung der Kurve abweicht. Die entwickelte Erweiterung ermöglicht somit eine bessere Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve für hoch- und höchstfeste Stähle.

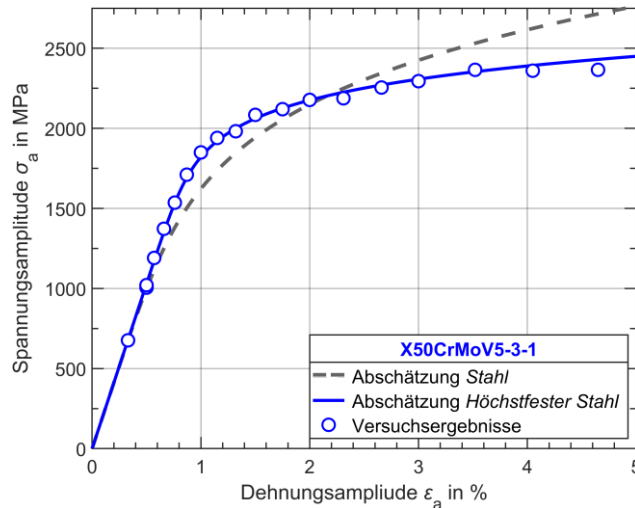


Abbildung 4.3: Abgeschätzte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffs X50CrMoV5-3-1.

4.2.2. Mittelspannungsempfindlichkeit

Da die unter Beanspruchung auftretenden Mittelspannungen einen direkten Einfluss auf die Schwingfestigkeit von Bauteilen haben (wobei Zugmittelspannungen die Lebensdauer verkürzen und Druckmittelspannungen verlängernd wirken), kann die Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit des Werkstoffs die Genauigkeit einer Lebensdauerberechnung verbessern. Im Gegensatz zu den Dehnungswöhlerlinien der zuvor erläuterten Abschätzungsmethoden (siehe Kapitel 4.1) ist die Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit durch Schädigungsparameterwöhlerlinien, wie in der FKM-Richtlinie Nichtlinear genutzt, möglich.

Die Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ von Schütz [83] beschreibt, wie stark die Schwingfestigkeit eines Werkstoffs durch die Mittelspannung beeinflusst wird. Sie ist definiert als das Verhältnis der Differenz zwischen der Spannungsamplitude bei Zug-Druck-Wechselbeanspruchung ($R = -1$) und schwellender Zugbeanspruchung ($R = 0$) zur Mittelspannung bei $R = 0$ für die jeweils gleiche Anzahl von Zyklen bis zum Versagen [83]:

$$M_\sigma = \frac{\sigma_{a,R=-1} - \sigma_{a,R=0}}{\sigma_{m,R=0}} \quad (4.2)$$

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde die jeweilige Mittelspannungsempfindlichkeit experimentell auf Basis der zyklischen Werkstoffversuche mit einer vordefinierten Druck- oder Zugmitteldehnung ermittelt. Für den Stahl X50CrMoV5-3-1 wurde diese aus Werkstoffversuchen bei den Dehnungsverhältnissen $R_\epsilon = -1$ und $R_\epsilon = 0$ bestimmt [6], siehe Tabelle 4.2.

Tabelle 4.2: Experimentell ermittelte Mittelspannungsempfindlichkeiten.

X3CrNiMoAl13-8-2	100Cr6	X40CrMoV5-1 BG	X40CrMoV5-1 EG	X50CrMoV5-3-1 [6]
0,29	0,69	0,45	0,53	0,4

Zur Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit auf Basis der Zugfestigkeit gemäß dem Verfahren der FKM-Richtlinie Nichtlinear [1] wird

$$M_{\sigma} = a_M \cdot 10^{-3} \cdot \frac{R_m}{\text{MPa}} + b_M \tag{4.3}$$

verwendet. Die Berechnungswerte wurden für höchstfeste Stähle neu definiert, siehe Tabelle 4.3, um Mittelspannungsempfindlichkeiten abzuschätzen, die möglichst gut mit den experimentell ermittelten übereinstimmen.

Tabelle 4.3: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit.

Werkstoff	a_M	b_M
Höchstfester Stahl	0,39	-0,36
Stahl [1]	0,35	-0,10
Stahlguss [1]	0,35	0,05
Aluminiumknetlegierung [1]	1,00	-0,04

Abbildung 4.4 zeigt den Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit und der Mittelspannungsempfindlichkeit. Die durchgezogene Linie entspricht der Abschätzung auf Basis der angepassten Methode für höchstfeste Stähle und die gestrichelte Linie entspricht der Abschätzung auf Basis der Werkstoffgruppe *Stahl*, wie sie bereits in der Richtlinie definiert ist. Die Symbole stellen die jeweiligen experimentell ermittelten Werte der Mittelspannungsempfindlichkeit M_{σ} und Zugfestigkeit R_m der untersuchten hoch- und höchstfesten Stähle dar. Wie zu erkennen ist, ermöglicht die neue Methode eine sehr gute Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit für die Werkstoffe X3CrNiMoAl13-8-2 und X40CrMoV5-1 im blind- und einsatzgehärteten Zustand. Für den höchstfesten Stahl X50CrMoV5-3-1 wird dieser Kennwert nur leicht überschätzt. Beim Werkstoff 100Cr6 wird die Mittelspannungsempfindlichkeit, im Vergleich zum experimentellen Ergebnis, jedoch besser mit der bestehenden Methode nach der Werkstoffgruppe *Stahl* abgeschätzt.

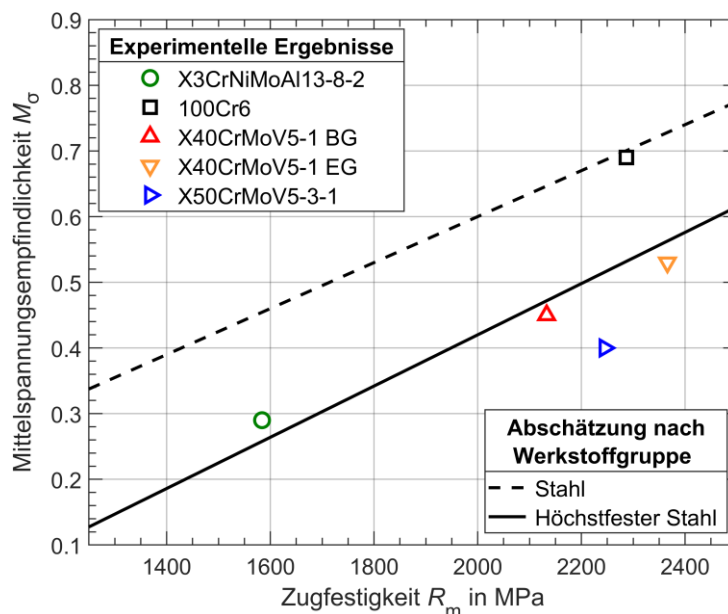


Abbildung 4.4: Zusammenhang zwischen Mittelspannungsempfindlichkeit und Zugfestigkeit. Vergleich der experimentell ermittelten Werte mit den Abschätzungen nach Werkstoffgruppe *Stahl* und *Höchstfester Stahl*.

4.2.3. P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie

Die FKM-Richtlinie Nichtlinear nutzt, wie in Kapitel 2.2.3 ausführlicher dargestellt, zur Beschreibung des Zusammenhangs von aufgebrachtener Beanspruchung zur resultierenden Lebensdauer Schädigungsparameterwöhlerlinien anstelle von Dehnungs- oder Spannungswöhlerlinien. Die P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Werkstoff entspricht, wie zuvor erläutert, in doppellogarithmischer Darstellung einem trilinearen Verlauf [1], siehe Gleichung (2.12). Im LCF-Bereich weist die Wöhlerlinie somit zwei unterschiedliche Steigungen d_1 und d_2 mit einer Stützstelle bei 10^3 Schwingspielen auf. Beim Erreichen des Dauerfestigkeitsbereichs knickt die Lebensdauerkurve in eine horizontale Linie ab.

Zur Abschätzung der Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Werkstoff werden daher die Stützstellen im Zeitfestigkeitsbereich $P_{\text{RAM,Z,WS}}$ sowie die zum Übergang in den konstanten Verlauf der Dauerfestigkeit $P_{\text{RAM,D,WS}}$ gemäß

$$P_{\text{RAM,Z,WS}} = f_{2,5\%} \cdot a_{\text{P,Z}} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{b_{\text{P,Z}}}, \quad (4.4)$$

$$P_{\text{RAM,D,WS}} = f_{2,5\%} \cdot a_{\text{P,D}} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{b_{\text{P,D}}}$$

rechnerisch auf Basis der Zugfestigkeit bestimmt [1]. Die Steigungen d_1 und d_2 des LCF-Bereichs sind fest vorgegeben.

Die zur Abschätzung der Wöhlerlinie benötigten werkstoffgruppenabhängigen Berechnungsgrößen sind in Tabelle 4.4 angegeben und wurden für höchstfeste Stähle auf Basis der Versuchsergebnisse (siehe Kapitel 3.3) für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A = 50\%$ bestimmt. Mit dem Faktor $f_{2,5\%}$ ist eine Umbewertung auf eine geringere Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 2,5\%$ möglich, die beim nachfolgenden Vergleich von abgeschätzter Schädigungsparameterwöhlerlinie zu den jeweiligen Versuchsergebnissen jedoch nicht angewendet wird – es gilt hierbei $f_{2,5\%} = 1$.

Tabelle 4.4: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie.

Werkstoff	$a_{\text{P,Z}}$ in MPa	$b_{\text{P,Z}}$	$a_{\text{P,D}}$ in MPa	$b_{\text{P,D}}$	d_1	d_2	$f_{2,5\%}$
Höchstfester Stahl	18,00	0,587	0,73	0,93	-0,155	-0,145	0,65
Stahl [1]	20,00	0,587	0,82	0,92	-0,302	-0,197	0,71
Stahlguss [1]	25,56	0,519	0,46	0,96	-0,289	-0,189	0,51
Aluminiumknetlegierung [1]	16,71	0,537	0,30	1,00	-0,238	-0,167	0,61

Ein Vergleich der abgeschätzten Schädigungsparameterwöhlerlinien zu den experimentellen Versuchspunkten ist in den folgenden Abbildungen dargestellt. Analog zu den zyklischen Spannungs-Dehnungskurven (siehe Kapitel 4.2.1) entspricht die durchgezogene Linie der Abschätzung auf Basis der neuen Werkstoffgruppe *Höchstfester Stahl* und die gestrichelte Linie der Abschätzung gemäß der Methode der FKM-Richtlinie Nichtlinear für *Stahl*. Die Symbole stellen die Versuchsergebnisse (siehe Kapitel 3.3) dar.

In Abbildung 4.5 a) ist die Schädigungsparameterwöhlerlinie des hochfesten Stahls X3CrNiMoAl13-8-2 dargestellt. Wie zu erkennen ist, entspricht die abgeschätzte Kurve auf Basis der Werkstoffgruppe *Höchstfester Stahl* besser den Versuchsergebnissen – mit einer geringfügigen konservativen Abweichung im HCF-Bereich. Als Stützstellen wurden $P_{\text{RAM,Z,WS}} = 1360$ MPa und $P_{\text{RAM,D,WS}} = 641$ MPa abgeschätzt. Beim

4. Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte für hoch- und höchstfeste Stähle

Werkstoff 100Cr6, siehe Abbildung 4.5 b) beschreibt die mit der neuen Methode berechnete Wöhlerlinie nach P_{RAM} die experimentellen Versuchsergebnisse sehr zutreffend. Es wurden $P_{RAM,Z,WS} = 1687$ MPa und $P_{RAM,D,WS} = 899$ MPa auf Basis der Zugfestigkeit abgeschätzt.

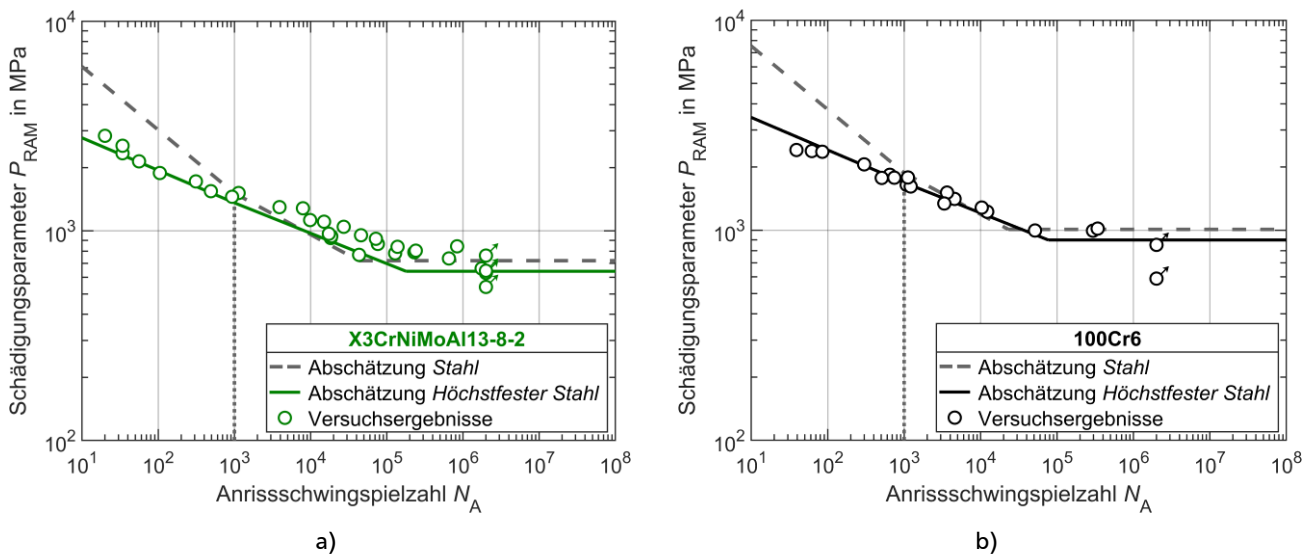


Abbildung 4.5: Abschätzte P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinien für die Werkstoffe: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.

In Abbildung 4.6 sind die abgeschätzten Schädigungsparameterwöhlerlinien nach P_{RAM} für den Werkstoff X40CrMoV5-1 für beide Zustände dargestellt. Im Vergleich zu den jeweiligen Versuchsergebnissen fällt die Abschätzung beim blindgehärteten Werkstoff etwas konservativer aus (mit $P_{RAM,Z,WS} = 1620$ MPa und $P_{RAM,D,WS} = 843$ MPa) und ist für den einsatzgehärteten Zustand vorwiegend sehr zutreffend (mit $P_{RAM,Z,WS} = 1721$ MPa und $P_{RAM,D,WS} = 928$ MPa).

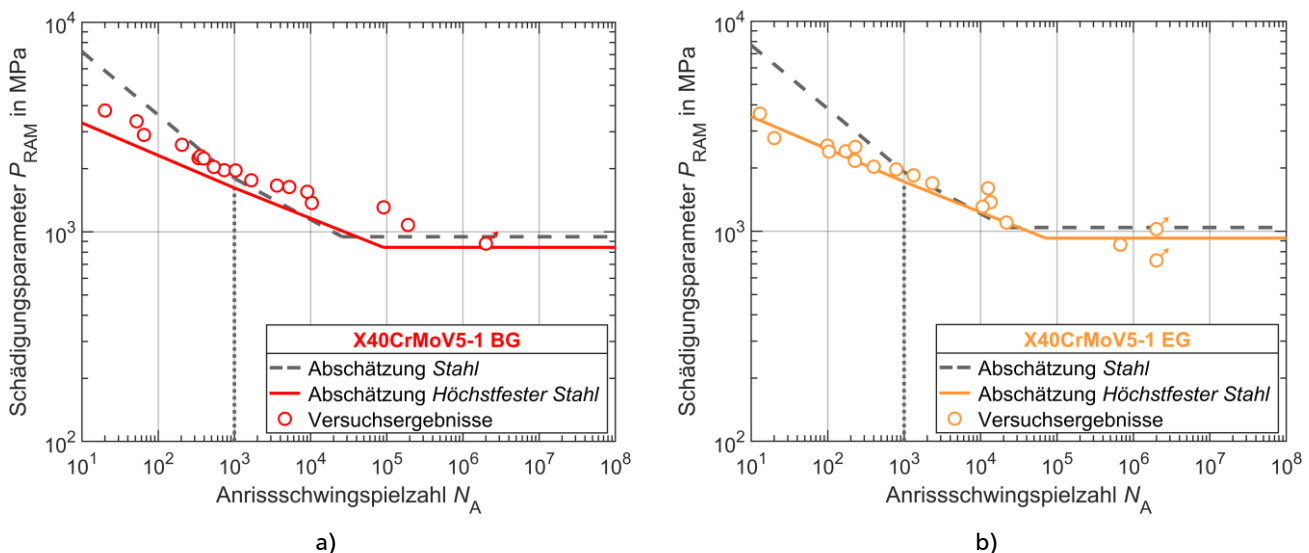


Abbildung 4.6: Abschätzte P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinien des Werkstoffs X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.

Beim Werkstoff X50CrMoV5-3-1, siehe Abbildung 4.7, liegt die abgeschätzte Schädigungsparameterwöhlerlinie im LCF-Bereich geringfügig auf der konservativen Seite, da die Versuchsergebnisse eine steilere Steigung zeigen. Abgeschätzt wurden die Stützstellen $P_{RAM,Z,WS} = 1669$ MPa und $P_{RAM,D,WS} = 884$ MPa.

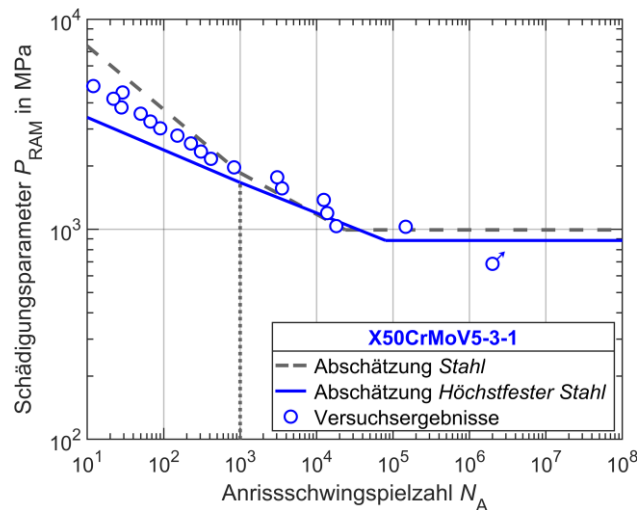


Abbildung 4.7: Abgeschätzte P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs X50CrMoV5-3-1.

Zusammenfassend ist ersichtlich, dass die neue Abschätzmethode für höchstfeste Stähle bei den untersuchten Werkstoffen eine sehr zutreffende Beschreibung der P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie ermöglicht. Insbesondere im LCF-Bereich würden die Lebensdauern nach der Werkstoffgruppe *Stahl* zu lang abgeschätzt werden – ein ausgeprägter Knickpunkt bei 10^3 Schwingenspielen ist nicht zu erkennen.

4.2.4. P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie

Wie in Kapitel 2.2.3 erklärt, können über den Schädigungsparameter P_{RAJ} neben der Mittelspannungsempfindlichkeit auch das Verhalten des Rissschließens und -öffnens sowie Reihenfolgeeffekte erfasst werden, wodurch dieser Schädigungsparameter genauere Lebensdauervorhersagen im Vergleich zum P_{RAM} ermöglichen kann [1]. Die Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs nach P_{RAJ} ist, wie zuvor erläutert, durch einen bilinearen Ansatz in doppellogarithmischer Darstellung definiert, siehe Gleichung (2.15), mit der Stützstelle $P_{RAJ,Z,WS}$ bei 10^0 Schwingenspielen und einer konstanten Steigung d für den gesamten LCF- und HCF-Bereich. Die Dauerfestigkeit ist durch $P_{RAJ,D,WS}$ definiert. Die Abschätzung der Zeitfestigkeitsstützstelle und der Dauerfestigkeit erfolgt analog zum Vorgehen beim Schädigungsparameter P_{RAM} gemäß

$$P_{RAJ,Z,WS} = f_{2,5\%} \cdot a_{P,Z} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{b_{P,Z}}, \quad (4.5)$$

$$P_{RAJ,D,WS} = f_{2,5\%} \cdot a_{P,D} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}} \right)^{b_{P,D}}$$

auf Basis der Zugfestigkeit. Die zur Abschätzung der P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie benötigten werkstoffgruppenabhängigen Berechnungsgrößen sind in Tabelle 4.5 angegeben.

Tabelle 4.5: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie.

Werkstoff	$a_{P,Z}$ in MPa	$b_{P,Z}$	$a_{P,D}$ in MPa	$b_{P,D}$	d	$f_{2,5\%}$
Höchstfester Stahl	0,85	0,98	$4,25 \cdot 10^{-5}$	1,44	-0,56	0,31
Stahl [1, 35]	10,00	0,826	$3,33 \cdot 10^{-5}$	1,55	-0,63	0,35
Stahlguss [1]	10,03	0,695	$5,15 \cdot 10^{-6}$	1,63	-0,66	0,40
Aluminiumknetlegierung [1]	101,7	0,26	$5,18 \cdot 10^{-7}$	2,04	-0,61	0,36

4. Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte für hoch- und höchstfeste Stähle

Für höchstfeste Stähle wurden diese Kennwerte auf Basis der Versuchsergebnisse für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A = 50\%$ bestimmt. Mit dem Faktor $f_{2,5\%}$ wäre eine Umbewertung auf eine geringere Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 2,5\%$ möglich, was im Rahmen dieser Arbeit keine Anwendung findet.

Abbildung 4.8 bis Abbildung 4.10 zeigen den Vergleich zwischen der abgeschätzten P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie und den experimentellen Ergebnissen für alle Werkstoffe. Analog zur P_{RAM} -Wöhlerlinie entspricht die durchgezogene Linie der Abschätzung auf Basis der neuen Werkstoffgruppe *Höchstfester Stahl* und die gestrichelte der Abschätzung gemäß der Methode der FKM-Richtlinie Nichtlinear für *Stahl*. Die Symbole stellen die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche dar.

Ähnlich wie beim Schädigungsparameter P_{RAM} ist die Abschätzung entweder sehr zutreffend im Vergleich zu den Versuchsergebnissen, wie für die Werkstoffe 100Cr6 und X40CrMoV5-1 im einsatzgehärteten Zustand, oder ist für die weiteren untersuchten Werkstoffe wie X3CrNiMoAl13-8-2 und dem blindgehärtetem X40CrMoV5-1 leicht zur konservativen Seite hin verschoben. Im Fall des höchstfesten Stahls X50CrMoV5-3-1 folgen die Versuchspunkte jedoch einer steileren Steigung, als es die neue Abschätzmethode mit $d = -0,56$ vorgibt.

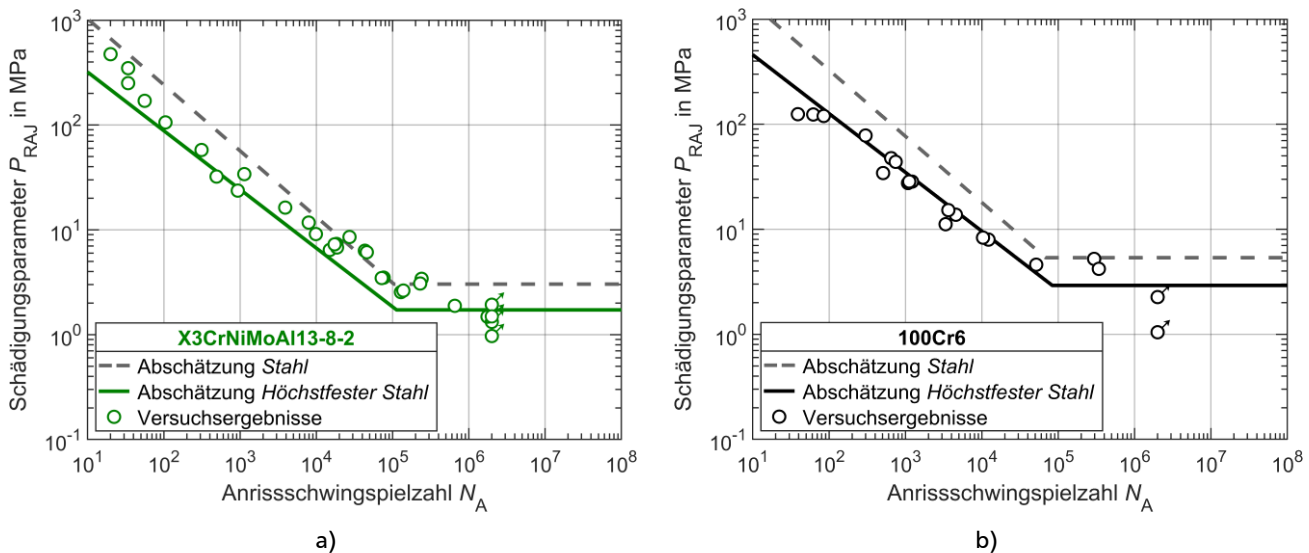


Abbildung 4.8: Abgeschätzte P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie für die Werkstoffe: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.

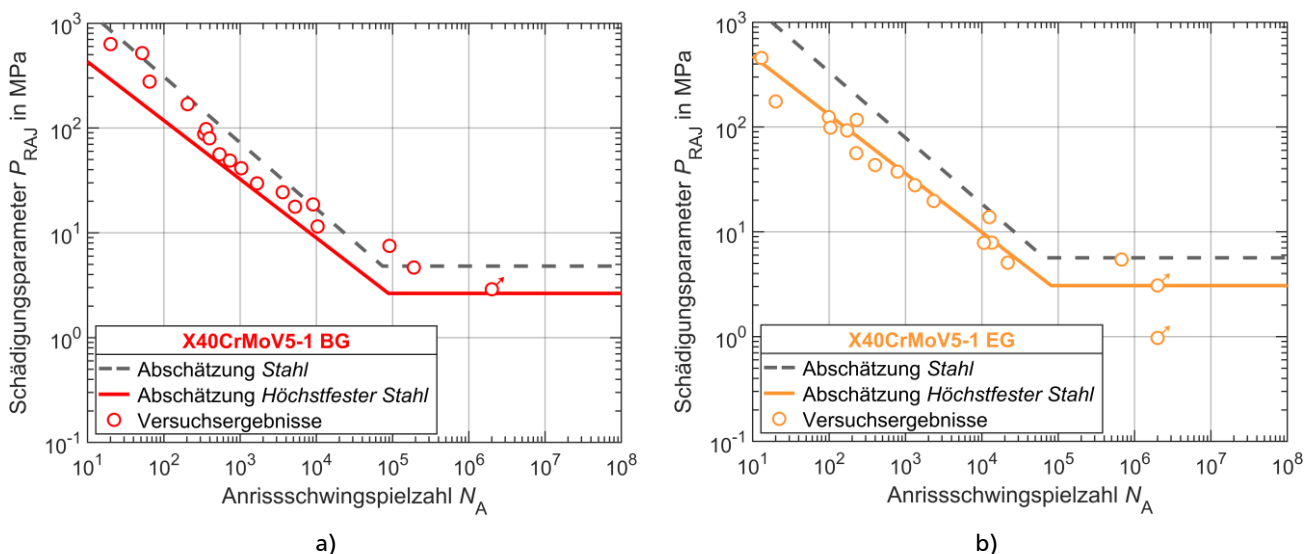


Abbildung 4.9: Abgeschätzte P_{RAJ} -Wöhlerlinie des Werkstoffs X40CrMoV5-1 im Zustand: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.

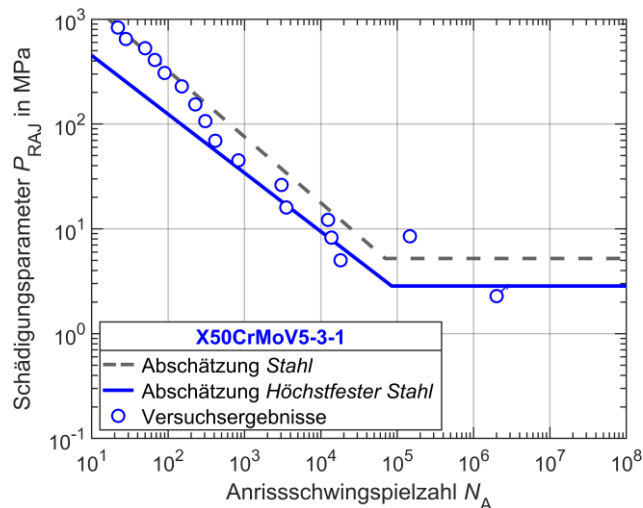


Abbildung 4.10: Abgeschätzte P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs X50CrMoV5-3-1.

Wie in den Abbildungen zu erkennen ist, würde eine Abschätzung gemäß der bestehenden Werkstoffgruppe *Stahl* bei einigen der untersuchten Werkstoffe eine zu lange Lebensdauer ergeben, die zum Teil um bis zu einer Dekade auf der unsicheren Seite liegen kann.

4.3. Treffsicherheitsbewertung

Bei der Treffsicherheitsbewertung sollen die für hoch- und höchstfeste Stähle erweiterten Methoden der FKM-Richtlinie Nichtlinear zur Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und den Schädigungsparameterwöhlerlinien durch den Vergleich der rechnerischen zu den experimentellen Ergebnissen bewertet werden. Bei den Schädigungsparameterwöhlerlinien nach P_{RAM} und P_{RAJ} wird die jeweilige Lebensdauer bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A = 50\%$ bestimmt und die im Berechnungsablauf berücksichtigte Mittelspannungsempfindlichkeit des Werkstoffs ebenfalls mit der für höchstfeste Stähle angepassten Methode abgeschätzt.

4.3.1. Datenbasis

Zur Validierung der Treffsicherheit wurde eine Versuchsdatenbank aufgebaut, die Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen zur Schwingfestigkeit von Werkstoffproben aus hoch- und höchstfesten Stählen aus den eigenen Versuchen und der Literatur (mit $R_m \geq 1500$ MPa) enthält. Hierbei werden dehnungsgeregelte Einstufenversuche beim Dehnungsverhältnis $R = -1$ berücksichtigt. Da sich die experimentelle Untersuchung von höchstfesten Stählen in der Vergangenheit vorwiegend auf die Ermittlung der Dauerfestigkeit beschränkt hat, liegen zur Validierung nur wenige Wöhlerlinien mit Einzelversuchsergebnissen im LCF- und niedrigen HCF-Bereich bis ca. 10^6 Schwingspiele sowie zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven vor.

Die in der Versuchsdatenbank enthaltenen Werkstoffe sind unter Angabe der jeweiligen Zugfestigkeit in Tabelle 4.6 zusammengefasst und wurden – neben den eigenen Untersuchungen – zum Großteil dem Sammelwerk „Materials Data for Cyclic Loading“ von Boller und Seeger [84] entnommen. Bei einigen Werkstoffen wurden mehrere Versuchsreihen durchgeführt, wobei die jeweiligen Proben aufgrund variierender Wärmebehandlungen unterschiedliche Zugfestigkeiten vorweisen.

4. Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte für hoch- und höchstfeste Stähle

Tabelle 4.6: Versuchsdatenbank mit experimentellen Untersuchungen zur Schwingfestigkeit hoch- und höchstfester Stähle.

Quelle	Werkstoff	Zugfestigkeit in MPa
Eigene Untersuchungen	X3CrNiMoAl13-8-2	1584
	100Cr6	2287
	X40CrMoV5-1, blindgehärtet	2133
	X40CrMoV5-1, einsatzgehärtet	2366
Berns et. al. [84, 85]	55Cr3	1550
Fällgren et. al. [6]	X50CrMoV5-3-1	2245
Landgraf [86]	SAE 1045	2241 / 2068 / 1827 / 1586
Landgraf [86]	SAE 4142	2448 / 2241 / 1931 / 1758
Landgraf [86]	18Ni Maraging-Stahl (300 / 250 / 200)	2000 / 1862 / 1517
Manigandan et. al. [87]	AerMet 100	1993
Maykuth [84, 88]	X40CrMoV20-5	2576
Morrow [84, 89]	CK45	1968 / 1706
Smith et. al. [84, 90]	100Cr6	2016
Smith et. al. [84, 90]	X10CrNiMo16-4-2	1906
Tomkins [84, 91]	NiCrMo10	1780
Waraniak [84, 92]	22MnCrNi3	1586
Yu et. al. [84, 93]	CK45	1984

4.3.2. Validierung

Zur Bewertung der Treffsicherheit der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Berechnungsverfahren werden die statistischen Kennwerte Streuspanne T und Median m genutzt [94]. Hierbei wird nach DIN 50100 [95] das Verhältnis der berechneten Lebensdauer $N_{\text{schätz}}$ zur experimentellen Lebensdauer N_{exp} bestimmt – unter Annahme einer logarithmischen Normalverteilung des Quotienten $N_{\text{schätz}}/N_{\text{exp}}$. Die Quantile $Q_{10\%}$, $Q_{50\%}$ und $Q_{90\%}$ werden ermittelt und die Streuspanne T als Quotient des 90 %-Quantils zum 10 %-Quantil sowie der Median m nach

$$T = \frac{Q_{90\%}}{Q_{10\%}} \quad \text{bzw.} \quad m = Q_{50\%} \quad (4.6)$$

bestimmt. Zur Bewertung der Treffsicherheit wird ein Vergleich der jeweiligen berechneten Lebensdauern zu experimentell ermittelten Schwingspielzahlen über N - N -Diagramme dargestellt. Hierbei wird die rechnerische Lebensdauer $N_{\text{schätz}}$ über die zugehörige experimentelle N_{exp} aufgetragen. Bei einer perfekten Übereinstimmung liegt der Versuchspunkt auf der Winkelhalbierenden. Als ideales Ergebnis wären eine Streuspanne $T = 1$ sowie ein Median $m = 1$ anzusehen. Da jedoch bereits die zugrundeliegenden experimentellen Ergebnisse einer Streuung unterliegen, werden diese Werte in der Regel nicht erreicht. Somit wird eine möglichst geringe Streuspanne T angestrebt.

Bei Datenpunkten in der linken, oberen Hälfte fällt die rechnerische Lebensdauer höher aus als die experimentelle, wodurch die Abschätzung auf der unsicheren Seite liegt. Fällt die rechnerische Lebensdauer von mehr als 50 % der Versuche höher aus als die zugehörige experimentell ermittelte Schwingspielzahl ist der Median $m > 1$. Ein Datenpunkt, der im unteren, rechten Dreieck liegt, ist konservativ

abgeschätzt, da der zugehörige experimentelle Versuch länger gehalten hat, als es die Berechnung vorhersagen würde. Ein Median $m < 1$ gibt daher an, dass mehr als die Hälfte der Versuche länger als das rechnerische Ergebnis gehalten haben. Diese Abschätzung wäre insgesamt konservativ. Bei der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$ entspricht das Optimum der N - N -Diagramme einer gleichmäßigen, gering streuenden Verteilung der Versuchspunkte um die Winkelhalbierende.

Zur Validierung sind in Abbildung 4.11 die mit der neuen Werkstoffgruppe „Höchstfester Stahl“ abgeschätzten Kennwerte im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen dargestellt. Teil a) zeigt die berechnete Spannungsamplitude $\sigma_{a,schätz}$ der abgeschätzten zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve über dem jeweiligen experimentellen Wert $\sigma_{a,exp}$. Wie zu erkennen ist, liegt eine sehr treffsichere Abschätzung mit nur geringer Streuung vor. Die zuvor eingeführte Definition von unsicherer und konservativer Abschätzung sind in dieser Darstellung eines σ - σ -Diagramms invertiert, da höhere rechnerische Spannungsamplituden in einem Ermüdungsfestigkeitsnachweis zu kürzeren Lebensdauern führen würden.

In Abbildung 4.11 b) ist ein N - N -Diagramm dargestellt, bei dem die abgeschätzte Lebensdauer $N_{schätz}$ über die experimentell ermittelten Versagensschwingspielzahl N_{exp} aufgetragen ist. Hierbei wurde die Lebensdauer der in der Versuchsdatenbank enthaltenen Einzelversuchsergebnisse mithilfe der abgeschätzten Schädigungsparameterwöhlerlinien nach P_{RAM} und P_{RAJ} ermittelt. Wie zu erkennen ist, liegt eine treffsichere Abschätzung vor und die Streuspanne fällt mit $T_{RAM} = 18$ und $T_{RAJ} = 22$ gering aus. Der Median liegt für beide Schädigungsparameter auf der konservativen Seite.

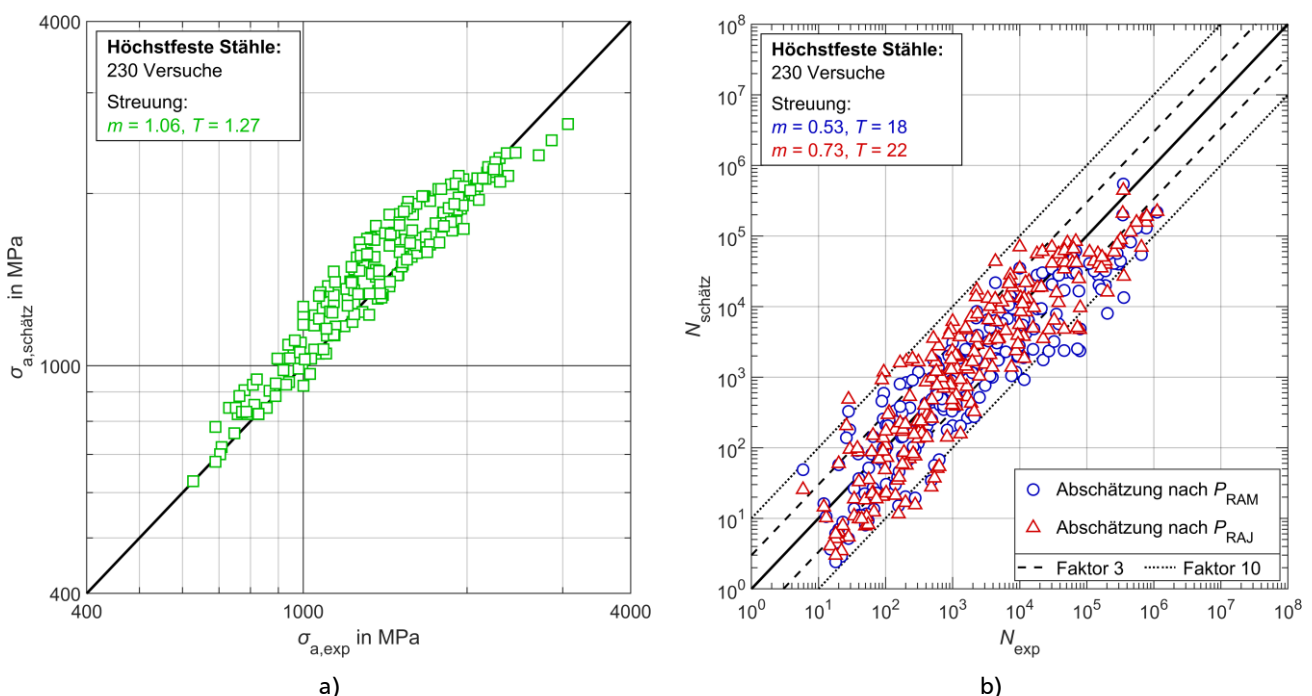


Abbildung 4.11: Vergleich der mit der Werkstoffgruppe „Höchstfester Stahl“ abgeschätzten Kennwerte zu den zugehörigen experimentellen Ergebnissen: a) Spannungsamplitude der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve, b) Lebensdauer gemäß P_{RAM} - bzw. P_{RAJ} -Wöhlerlinie.

Zusammenfassend ermöglicht die neue Werkstoffgruppe für hoch- und höchstfeste Stähle eine treffsichere Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve sowie Schädigungsparameterwöhlerlinien nach dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear. Auf Basis der verwendeten Datenbasis zeigt die Validierung eine gute Übereinstimmung von abgeschätzten zu experimentellen Kennwerten.

5. Ermüdungsfestigkeitsnachweis für randschichtverfestigte Bauteile

Durch Randschichtverfestigungsmaßnahmen bildet sich eine Struktur mit inhomogenen Materialeigenschaften, da Festigkeits-, Härte- und Eigenspannungsgradienten in das Bauteil eingebracht werden, vgl. Kapitel 2.3. Während sich das elastische Materialverhalten der beiden Bereiche nicht wesentlich unterscheidet und im rechnerischen Festigkeitsnachweis mit demselben Elastizitätsmodul gearbeitet wird, bietet die Randschicht einen deutlich höheren Widerstand gegen plastische Verformungen. Im Vergleich zu einer Struktur mit homogenen Materialeigenschaften wirkt sich diese Inhomogenität jedoch erst dann aus, wenn die Fließgrenze überschritten wird. Die plastische Verformung kann hierbei, je nach Bauteilgeometrie und Beanspruchung, sowohl in der Randschicht als auch im Kernmaterial zuerst auftreten. Aufgrund dieser inhomogenen Materialeigenschaften kann das Versagen (abhängig von Beanspruchungsart und -höhe) somit vom Kerbgrund als auch vom Übergangsbereich zwischen Kernmaterial und Randschicht ausgehen, wodurch sich zwei versagensmaßgebliche Nachweispunkte für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis ergeben.

Ansätze zur Berücksichtigung des Einflusses von Randschichtverfestigungen und Eigenspannungen sind u.a. das Modell „Dünne Randschicht“ nach Seeger und Heuler [62] bzw. ein Ansatz nach Kullig, der bereits in der FKM-Richtlinie Linear [9] enthalten ist, vgl. Kapitel 2.3. Letzterer ist gemäß Richtlinie nur unter Vorbehalt anwendbar und in seiner Gültigkeit auf den Dauerfestigkeitsbereich begrenzt. Da auch das Modell „Dünne Randschicht“ im Fall dickerer Randschichten nicht dem praktischen Anwendungsfall entspricht, wurde das folgend erläuterte Modell „Dicke Randschicht“ entwickelt.

5.1. Modell „Dicke Randschicht“

Für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis randschichtbehandelter Bauteile wird das Modell „Dicke Randschicht“ eingeführt. Dieses Modell basiert auf der Annahme, dass die Festigkeits-, Härte- und Eigenspannungsgradienten vernachlässigt werden – das sogenannte Zweischicht-Modell. Die stark vereinfachte Struktur besteht somit nur noch aus zwei in sich homogenen Bereichen: Das niedrigste Kernmaterial und die hochste Randschicht, (siehe Abbildung 5.1 a). Hier wird demnach die Vereinfachung übernommen, wie sie in Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie Linear zur Nachweisführung für randschichtverfestigte Bauteile vorgenommen wird [9]. An der Grenzfläche herrscht Verformungsverträglichkeit, wobei beidseits der Grenzfläche drei der sechs Komponenten des Verzerrungstensors identisch sind. Als zusätzliche Vereinfachung wird eingeführt, dass die Vergleichsdehnung beidseitig ebenfalls identisch ist. Somit ergeben sich als Nachweispunkte der Kerbgrund sowie die kernseitige Grenze, die bei der Randschichtdicke d_{Rand} (entspricht der Einsatzhärtetiefe CHD, Einhärtungs-Härtetiefe SHD oder Nitrierhärtetiefe NHD) fest definiert ist.

Des Weiteren basiert das Modell „Dicke Randschicht“ auf einem angepassten Näherungsverfahren zur Abschätzung elastisch-plastischer Beanspruchungen und einer Methode zur Erfassung der Eigenspan-

nungen an beiden Nachweispunkten sowie einem sogenannten Vakuumfaktor zur rechnerischen Steigerung der Schwingfestigkeit des Kernmaterials. Diese Erweiterungen werden im Folgenden erläutert. Eine schematische Darstellung des gesamten Berechnungsablaufs des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtbehaftete Bauteile, der sogenannte Zweipunkt-Nachweis, ist Kapitel 5.2 zu entnehmen.

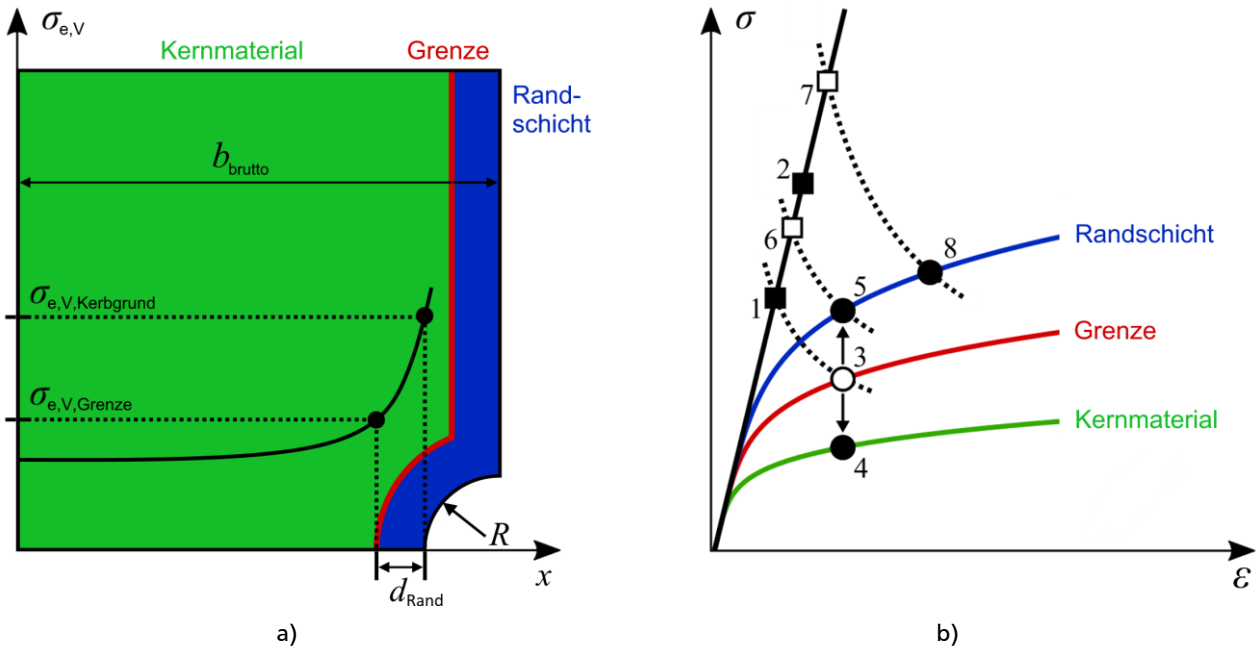


Abbildung 5.1: a) 2D-Ausschnitt des axialsymmetrischen Zweischicht-Modells und Spannungsverteilung aus einer elastizitätstheoretischen Finite-Elemente-Analyse, b) Schematische Darstellung des Näherungsverfahrens zur Abschätzung elastisch-plastischer Dehnungen an der kernseitigen Grenze (Punkt 4) und im Kerbgrund (Punkt 8).

5.1.1. Abschätzung elastisch-plastischer Beanspruchungen

Die in der FKM-Richtlinie Nichtlinear enthaltenen Näherungsverfahren nach Neuber [20] und Seeger-Beste [23] ermöglichen die Abschätzung elastisch-plastischer Dehnungen im Kerbgrund ausgehend von elastizitätstheoretisch bestimmten Beanspruchungen, siehe Kapitel 2.2.1. Um die Beanspruchungen von Kern- und Randschichten miteinander zu koppeln und für den zweiten Nachweispunkt an der kernseitigen Grenzfläche abschätzen zu können, wurde ein angepasster Berechnungsalgorithmus auf Basis elastisch-plastischer Finite-Elemente-Analysen entwickelt. Hierbei wurden zahlreiche verschiedene Konfigurationen unter Variation der Randschichtdicke, des Kerbradius sowie des zyklischen Materialverhaltens von Kern- und Randschicht untersucht, siehe auch [96] und Kapitel 5.1.1.6.

Das Vorgehen wird folgend beispielhaft für das Kerbnäherungsverfahren nach Neuber basierend auf der erweiterten Variante mit Vergleichsgrößen [21] und Sternterm [22] gemäß

$$\sigma_{e,V} \cdot \epsilon_{e,V} \cdot \left(\frac{\epsilon^*}{\sigma^*/E} \right) = \sigma_V \cdot \epsilon_V, \quad (5.1)$$

$$\text{mit } \epsilon^* = \frac{\sigma^*}{E} + \left(\frac{\sigma^*}{K'} \right)^{\frac{1}{n}}, \quad \sigma^* = \frac{\sigma_{e,V}}{K_p}, \quad K_p = \frac{L_p}{L_F},$$

dargestellt und gilt analog für die Methode nach Seeger-Beste.

5.1.1.1. Fiktive Beanspruchung an der Grenze zwischen Kern und Randschicht

Zunächst wird ein fiktives, elastisch-plastisches Materialverhalten, gemäß dem Ramberg-Osgood-Ansatz, an der Grenze zwischen Kern- und Randschicht definiert, siehe Abbildung 5.1 b),

$$K'_{\text{Grenze}} = K'_{\text{Kern}} + (1 - (d_{\text{Rand}} \cdot G + 1)^{-0.5}) \cdot (K'_{\text{Randschicht}} - K'_{\text{Kern}}). \quad (5.2)$$

Dieses wird durch eine Art Mischungsregel aus den Spannungs-Dehnungs-Beziehungen der beiden Werkstoffe unter Berücksichtigung geometrischer Einflussgrößen, wie der Randschichtdicke d_{Rand} und dem bezogenen Spannungsgradienten G im Kerbgrund, berechnet. Der gewählte funktionale Ansatz gewährleistet, dass $K'_{\text{Kern}} \leq K'_{\text{Grenze}} \leq K'_{\text{Randschicht}}$ gilt und wurde empirisch auf Basis der FE-Analysen entwickelt. Der Verfestigungsexponent n' und der Elastizitätsmodul E sind, entsprechend dem werkstoffgruppenabhängigen Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear, für alle drei Materialbereiche identisch.

Die Abschätzung der elastisch-plastischen Dehnungen an beiden Nachweispunkten (Kerbgrund und kernseitige Grenze) erfolgt über mehrere Rechenschritte, die schematisch in Abbildung 5.1 b) dargestellt sind. Der erste Schritt des modifizierten Näherungsverfahren ist die Abschätzung der fiktiven elastisch-plastischen Dehnung der Grenze $\tilde{\varepsilon}_{\text{V,Grenze}}$ (Punkt 3 in der Abbildung) ausgehend von den elastizitätstheoretisch ermittelten Beanspruchungen $\sigma_{\text{e,V,Grenze}}$ und $\varepsilon_{\text{e,V,Grenze}}$ (Punkt 1) gemäß

$$\sigma_{\text{e,V,Grenze}} \cdot \varepsilon_{\text{e,V,Grenze}} \cdot \left(\frac{\varepsilon^*}{\sigma^*/E} \right) = \tilde{\sigma}_{\text{V,Grenze}} \cdot \tilde{\varepsilon}_{\text{V,Grenze}}. \quad (5.3)$$

Die Dehnung des Sternterms ε^* wird nach dem Ramberg-Osgood-Ansatz berechnet, wobei das fiktive Materialverhalten an der Grenzfläche berücksichtigt wird. Zur Bestimmung der Spannung des Sternterms σ^* wird anstelle der plastischen Traglastformzahl K_p eine modifizierte Formzahl K_{pR} im Divisor eingeführt, da sich bei der Entwicklung des Verfahrens gezeigt hat, dass ein abgeminderter Wert von K_p zu einer besseren Übereinstimmung von Näherung zur FE-Lösung an der Grenzfläche führt. Dieser Faktor wird somit als Prozentsatz der plastischen Traglastformzahl über das Verhältnis des elastischen Übertragungsfaktors c_V an der Grenze zum Kerbgrund berechnet,

$$\varepsilon^* = \frac{\sigma^*}{E} + \left(\frac{\sigma^*}{K'_{\text{Grenze}}} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad \sigma^* = \frac{\sigma_{\text{e,V,Grenze}}}{K_{\text{pR}}}, \quad K_{\text{pR}} = 1 + \left(\frac{c_{\text{V,Grenze}}}{c_{\text{V,Kerbgrund}}} \right) \cdot (K_p - 1). \quad (5.4)$$

Alternativ kann zur Berechnung der modifizierten Formzahl K_{pR} auch direkt das Verhältnis der elastizitätstheoretischen Vergleichsspannungen an diesen Stellen genutzt werden, vgl. Abbildung 5.1 a)

5.1.1.2. Abschätzung für die elastisch-plastischen Beanspruchungen an der kern- und randschichtseitigen Grenze

Die abgeschätzte, fiktive elastisch-plastische Dehnung an der Grenze (Punkt 3) ist aufgrund der Verformungsverträglichkeit identisch mit der lokalen elastisch-plastischen Dehnung der kern- und randschichtseitigen Grenze:

$$\tilde{\varepsilon}_{\text{V,Grenze}} = \varepsilon_{\text{V,Grenze_kern}} = \varepsilon_{\text{V,Grenze_rand}}. \quad (5.5)$$

Die zugehörige Spannung an der kernseitigen Grenze $\sigma_{V,Grenze_kern}$ wird über die Ramberg-Osgood-Beziehung mit dem Werkstoffverhalten des Kernmaterials bestimmt,

$$\varepsilon_{V,Grenze_kern} = \frac{\sigma_{V,Grenze_kern}}{E} + \left(\frac{\sigma_{V,Grenze_kern}}{K'_{\text{Kernmaterial}}} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (5.6)$$

womit die Beanspruchungen am ersten Nachweispunkt des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtverfestigte Bauteile ermittelt sind (Punkt 4). Analog hierzu wird unter Berücksichtigung des Werkstoffverhaltens der Randschicht die Spannung der randschichtseitigen Grenze $\sigma_{V,Grenze_rand}$ nach

$$\varepsilon_{V,Grenze_rand} = \frac{\sigma_{V,Grenze_rand}}{E} + \left(\frac{\sigma_{V,Grenze_rand}}{K'_{\text{Randschicht}}} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (5.7)$$

berechnet und somit Punkt 5 in Abbildung 5.1 b) ermittelt.

5.1.1.3. Pseudo-elastische Dehnung an der randschichtseitigen Grenze

Ausgehend von den elastisch-plastischen Beanspruchungen an der randschichtseitigen Grenze (Punkt 5) wird die modifizierte Abschätzung nach Neuber rückwärts angewendet, gemäß

$$\tilde{\sigma}_{e,V,Grenze_rand} \cdot \tilde{\varepsilon}_{e,V,Grenze_rand} \cdot \left(\frac{\varepsilon^*}{\sigma^*/E} \right) = \sigma_{V,Grenze_rand} \cdot \varepsilon_{V,Grenze_rand}, \quad (5.8)$$

$$\varepsilon^* = \frac{\sigma^*}{E} + \left(\frac{\sigma^*}{K'_{\text{Randschicht}}} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad \sigma^* = \frac{\tilde{\sigma}_{e,V,Grenze_rand}}{K_{pR}} \quad (5.9)$$

und die pseudo-elastische Dehnung der randschichtseitigen Grenze $\tilde{\varepsilon}_{e,V,Grenze_rand}$ (Punkt 6) bestimmt. Die zugehörige Spannung $\tilde{\sigma}_{e,V,Grenze_rand}$ und Dehnung $\tilde{\varepsilon}_{e,V,Grenze_rand}$ ist gegenüber den elastizitätstheoretischen Werten für homogene Strukturen (siehe Punkt 6 im Vergleich zu Punkt 1) faktoriell erhöht, da die Plastizierung des Kernmaterials eingeflossen ist.

5.1.1.4. Pseudo-elastische Dehnung im Kerbgrund

Um genau den Faktor wird die elastizitätstheoretische Spannung des Kerbgrunds (Punkt 2) erhöht und führt, gemäß

$$\tilde{\sigma}_{e,V,Kerbgrund} = \tilde{\sigma}_{e,V,Grenze_rand} \cdot \left(\frac{\sigma_{e,V,Kerbgrund}}{\sigma_{e,V,Grenze}} \right), \quad (5.10)$$

$$\tilde{\varepsilon}_{e,V,Kerbgrund} = \frac{\tilde{\sigma}_{e,V,Kerbgrund}}{E} \quad (5.11)$$

zur pseudo-elastischen Spannung $\tilde{\sigma}_{e,V,Kerbgrund}$ und zur Dehnung $\tilde{\varepsilon}_{e,V,Kerbgrund}$ im Kerbgrund (Punkt 7).

5.1.1.5. Abschätzung für die elastisch-plastische Beanspruchung im Kerbgrund

Abschließend wird ausgehend von der pseudo-elastischen Beanspruchung im Kerbgrund (Punkt 7) die Kerbnäherung nach Neuber angewendet (diesmal in Verbindung mit dem Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang der Randschicht und der plastischen Traglastformzahl K_p), um die lokalen elastisch-plastischen Beanspruchungen im Kerbgrund (Punkt 8) abzuschätzen,

$$\tilde{\sigma}_{e,V,Kerbgrund} \cdot \tilde{\varepsilon}_{e,V,Kerbgrund} \cdot \left(\frac{\varepsilon^*}{E} \right) = \sigma_{V,Kerbgrund} \cdot \varepsilon_{V,Kerbgrund} , \quad (5.12)$$

$$\varepsilon^* = \frac{\sigma^*}{E} + \left(\frac{\sigma^*}{K'_{Randschicht}} \right)^{\frac{1}{n'}} , \quad \sigma^* = \frac{\tilde{\sigma}_{e,V,Kerbgrund}}{K_p} , \quad (5.13)$$

$$\varepsilon_{V,Kerbgrund} = \frac{\sigma_{V,Kerbgrund}}{E} + \left(\frac{\sigma_{V,Kerbgrund}}{K'_{Randschicht}} \right)^{\frac{1}{n'}} . \quad (5.14)$$

Dies ergibt die Spannungen und Dehnungen am zweiten Nachweispoint des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtbehandelte Bauteile.

5.1.1.6. Validierung mit elastisch-plastischen Finite-Elemente-Analysen

Die Entwicklung des angepassten Näherungsverfahrens basiert auf einer Vielzahl von Finite-Elemente-Analysen, wobei die elastizitätstheoretisch ermittelten Beanspruchungen als Eingabewert für die Kerbnäherung genutzt wurden. Die somit abgeschätzten elastisch-plastischen Dehnungen an den beiden Nachweisstellen wurden zur Bewertung der Genauigkeit des Kerbnäherungsverfahrens mit den zugehörigen elastisch-plastischen FE-Lösungen verglichen, siehe auch [96].

Zur Validierung wurden Finite-Elemente-Analysen mit dem in Abbildung 5.1 a) dargestellten 2D-Ausschnitt des Zweischicht-Modells als axialsymmetrisches FE-Modell durchgeführt und an der Oberkante eine Zugbeanspruchung mit 20 Unterlastschritten aufgebracht. Hierbei wurden umfangreiche Parameterstudien durchgeführt und eine Datenbasis mit allen Kombinationen der in Gleichung (5.15) angegebenen Geometrie- (Kerbradius, Randschichtdicke und Bruttobreite) sowie Werkstoffkennwerten (zyklischer Verfestigungskoeffizient des Kern- und Randschichtmaterials) aufgebaut. Für plausible Geometrien ist das Verhältnis von Bruttobreite zum Kerbradius über die Nebenbedingung $R/b_{brutto} < 0,5$ begrenzt. Beiden Werkstoffbereichen wurden als elastische Werkstoffkennwerte $E = 206000$ MPa und $\nu = 0,3$ sowie für den zyklischen Verfestigungsexponent $n' = 0,187$ vorgegeben.

$$\begin{aligned} R &= [0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 2,5; 3,0; 3,5; 4,0; 4,5; 5,0] \text{ mm} \\ d_{Rand} &= [0,3; 0,5; 0,8; 1,0; 1,3; 1,5; 1,7; 2,0; 2,3; 2,5; 2,8; 3,0] \text{ mm} \\ b_{brutto} &= [4; 5; 6; 7; 8; 9; 10; 11; 12; 13; 14; 15] \text{ mm} \\ K'_{Kernmaterial} &= [1600; 2000; 2300] \text{ MPa} \\ K'_{Randschicht} &= [2800; 3000; 3200; 3500; 3800; 4000] \text{ MPa} \end{aligned} \quad (5.15)$$

In Abbildung 5.2 sind die mit dem erweiterten Kerbnäherungsverfahren abgeschätzten elastisch-plastischen Dehnungen über jene aus einer Finite-Elemente-Analyse für die beiden Nachweispunkte *kernseitige Grenze* und *Kerbgrund* aufgetragen. Wie in Abbildungsteil a) zu erkennen ist, kommt es beim Kerbgrund im Bereich hoher totaler Dehnungen und somit hoher plastischen Deformationen zu einer systematischen Unterschätzung von abgeschätzter zur berechneten Dehnung. Zu beachten ist dabei, dass Dehnungsamplituden von bis zu 5 % durch die gehärtete, wenig duktile Randschicht bei einem realen Bauteil gegebenenfalls nicht erreicht werden können (vgl. Versuchsergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen mit höchstfesten Stählen, Kapitel 3.3.3.2). Ebenso ist zu erwarten, dass bei so hohen Kerbdehnungen bereits weitere Bereiche des Bauteils abseits des Kerbgrunds plastiziert sind, wodurch die Anwendung eines Kerbnäherungsverfahrens nicht mehr geeignet ist. Anzunehmen ist, dass die Abweichung zwischen Abschätzung und FEA-Ergebnis bei höheren Dehnungen für den realen Anwendungsfall außer Acht gelassen werden könnte.

Beim Nachweispunkt *kernseitige Grenze* (siehe Abbildung 5.2 b) werden die Dehnungen bei hohen plastischen Deformationen vom Kerbnäherungsverfahren über-, jedoch auch unterschätzt. Die Abweichung fällt insgesamt geringer aus als beim Kerbgrund und ermöglicht für diese neue Nachweisstelle eine geeignete Abschätzungsmöglichkeit der örtlich elastisch-plastischen Dehnungen.

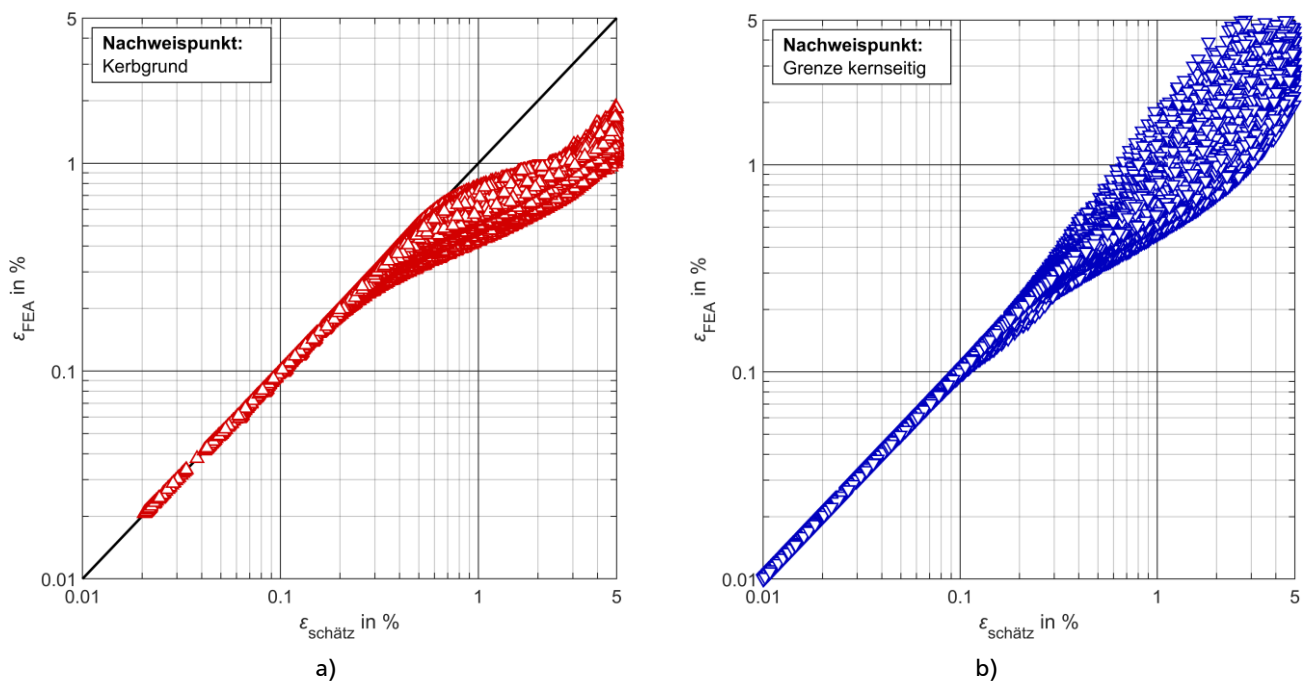


Abbildung 5.2: ϵ - ϵ -Diagramme der mit dem neuen Kerbnäherungsverfahren abgeschätzten Dehnungen über jene aus einer elastisch-plastischen FEA für die Nachweispunkte: a) Kerbgrund, b) kernseitige Grenze.

Im Hinblick auf den gesamten Ermüdungsfestigkeitsnachweis für randschichtbehaftete Bauteile und die Validierung mit experimentellen Lebensdauern von Bauteilversuchen (siehe Kapitel 5.3) ist das dargestellte Kerbnäherungsverfahren dennoch der am besten geeignete Mittelweg aus verhältnismäßig hoher Genauigkeit bei gleichzeitig einfacher Handhabung für den Anwender. Eine Kopplung der Beanspruchungen des Kernmaterials und der Randschicht ist erst mit diesem angepassten Verfahren möglich und somit für randschichtbehaftete Bauteile anwendbar. Weitere Optimierungsversuche unter Berücksichtigung der zahlreichen geometrischen Einflussfaktoren und unterschiedlichen zyklischen Werkstoffeigenschaften aus Gleichung (5.15) waren im Rahmen dieser Arbeit nicht zielführend.

5.1.2. Erfassung von Eigenspannungen

Neben der Festigkeitssteigerung ist das gezielte Einbringen von Eigenspannungen ein erwünschter Effekt von Randschichtverfestigungsmaßnahmen, siehe Kapitel 2.4.2. Zur Erfassung der lebensdauerförderlichen Wirkung von Druckeigenspannungen in der Randschicht sowie der lebensdauerverkürzenden Zug-eigenspannungen im Kernmaterial im Ermüdungsfestigkeitsnachweis, müssen die Algorithmen des Örtlichen Konzepts im Rahmen des Modells „Dicke Randschicht“ angepasst werden.

An den Nachweispunkten liegt üblicherweise ein mehrachsiger Eigenspannungszustand vor. Bei runden Proben oder Bauteilen wird beispielsweise ein Hauptspannungstensor aus axialen, tangentialen und ggf. radialen Eigenspannungen angenommen,

$$\sigma^{\text{RS}} = \begin{pmatrix} \sigma_{\text{axial}}^{\text{RS}} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\text{tangential}}^{\text{RS}} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{\text{radial}}^{\text{RS}} \end{pmatrix}. \quad (5.16)$$

Diese können gemessen oder simuliert bzw. für den zweiten Nachweispunkt im Bauteilinneren über Gleichgewichtsbedingungen abgeschätzt werden, wenn nur die Eigenspannungen an der Oberfläche bekannt sind. Dieser Haupteigenspannungszustand (bzw. ein mehrachsiger Eigenspannungszustand) wird in eine vorzeichenbehaftete Vergleichseigenspannung umgerechnet. Hierzu wird die Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises [97] im Hauptspannungszustand genutzt und das Vorzeichen über die Signumfunktion des hydrostatischen Spannungszustands bestimmt,

$$\sigma_{\text{V}}^{\text{RS}} = \text{sign}(\sigma_{\text{h}}) \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \sqrt{(\sigma_{\text{axial}}^{\text{RS}} - \sigma_{\text{tang.}}^{\text{RS}})^2 + (\sigma_{\text{radial}}^{\text{RS}} - \sigma_{\text{tang.}}^{\text{RS}})^2 + (\sigma_{\text{axial}}^{\text{RS}} - \sigma_{\text{radial}}^{\text{RS}})^2} \quad (5.17)$$

mit $\sigma_{\text{h}} = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_{\text{axial}}^{\text{RS}} + \sigma_{\text{tangential}}^{\text{RS}} + \sigma_{\text{radial}}^{\text{RS}})$.

Die Vergleichseigenspannung wird über die Ramberg-Osgood-Beziehung in eine Vergleichseigendehnung umgerechnet und zur örtlichen elastisch-plastischen Dehnungsumkehrpunktfolge addiert, wobei das Vorzeichen der Vergleichseigendehnung über die Signumfunktion der Vergleichseigenspannung bestimmt wird,

$$\varepsilon_{\text{V}}^{\text{RS}} = \frac{|\sigma_{\text{V}}^{\text{RS}}|}{E} + \left(\frac{|\sigma_{\text{V}}^{\text{RS}}|}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad \hat{\varepsilon}_{\text{V}} = \text{sign}(L) \cdot \varepsilon_{\text{V}} + \text{sign}(\sigma_{\text{V}}^{\text{RS}}) \cdot \varepsilon_{\text{V}}^{\text{RS}}. \quad (5.18)$$

Beispielsweise bewirken Druckeigenspannungen in der Randschicht ein Absenken der gesamten örtlichen, elastisch-plastischen Dehnungsumkehrpunktfolge des Nachweispunktes im Kerbgrund um die Vergleichseigendehnung, siehe Abbildung 5.3 a). Die Auswirkungen dieser Absenkung auf eine (von der beispielhaften Dehnungsumkehrpunktfolge unabhängigen) örtliche elastisch-plastische Hysterese sind in Abbildung 5.3 b) dargestellt. Der Startpunkt der Hysterese ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen (blau) wird um den Betrag der Vergleichseigenspannung und -dehnung entlang der Erstbelastungskurve herabgesetzt. Dies ist nun der neue Startpunkt des durch die äußere Belastung erzeugten Spannungs-Dehnungs-Verlaufs, der wieder den Masing- und Memory-Regeln folgt. Wie zu erkennen ist, hat die Berücksichtigung der Druckeigenspannungen ein Absinken der gesamten Hysterese (rot) und somit

eine Verminderung der lebensdauerverkürzenden Zugmittelspannung bewirkt. Die Verminderung der Mittelspannung ist hierbei betragsmäßig deutlich kleiner als die Eigenspannung.

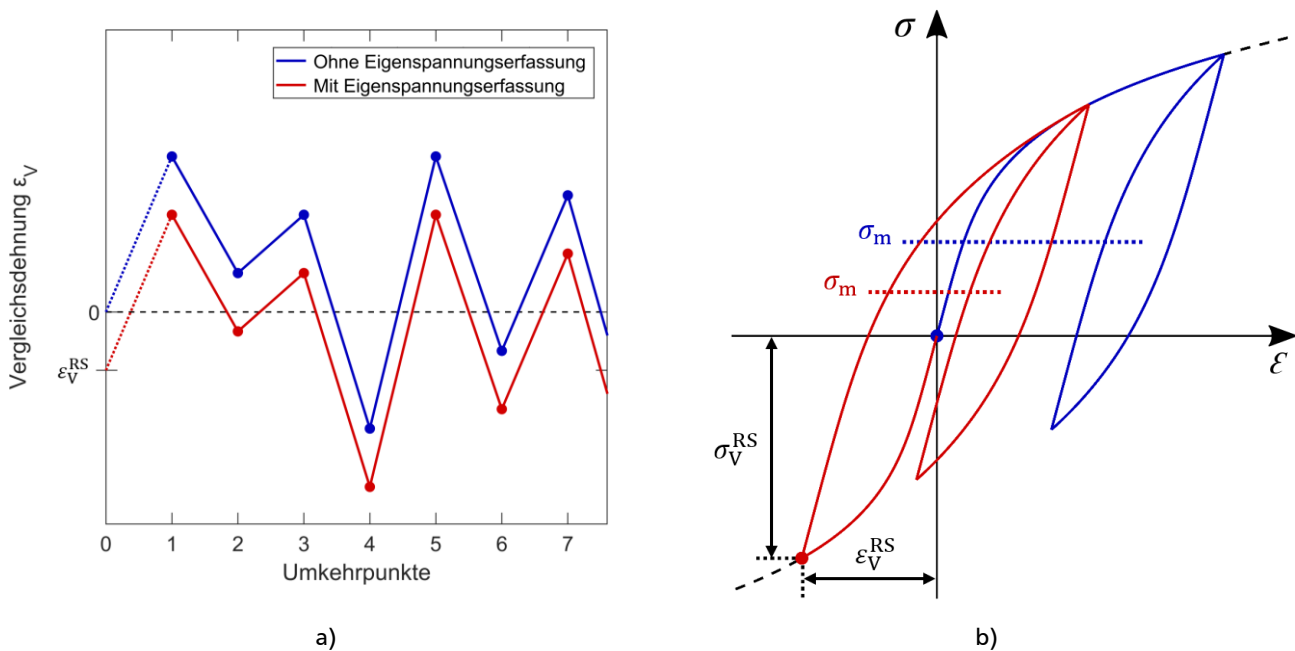


Abbildung 5.3: Beispiel Druckeigenspannungen in der Randschicht: a) Absenkung einer örtlichen elastisch-plastischen Dehnungsumkehrpunktfolge des Nachweispunktes im Kerbgrund, b) Schematische Darstellung der Absenkung einer örtlichen Hysterese und Verminderung der Mittelspannung.

5.1.3. Vakuurfaktor

Ein weiterer Effekt, um dessen Erfassung die Algorithmen des Örtlichen Konzepts erweitert werden, ist die Steigerung der Schwingfestigkeit des Kernmaterials. Versuche unter Vakuumbedingungen zeigen gegenüber Versuchen an der Luftatmosphäre eine höhere Schwingfestigkeit bei sonst identischen Versuchsbedingungen [63]. Da das Kernmaterial durch die umgebende Randschicht vom Einfluss der Luftatmosphäre geschützt ist, kann dieser Effekt auch auf randschichtbehandelte Bauteile angewendet werden. Nach Bäumel [7] kann die Lebensdauer von Stählen unter Vakuumbedingungen um den Faktor $f_N = 10$ und die Dauerfestigkeit um $f_\sigma = 1,1$ bis $1,2$ erhöht werden, siehe Abbildung 5.4 a). In Anlehnung an das Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear und die Verschiebung der Stützstellen der Bauteilwöhlerlinien um die Bauteilfaktoren f_{RAM} bzw. f_{RAJ} oder um den Faktor $f_{2,5\%}$ zu Absenkung der Ausfallwahrscheinlichkeit, wird ein Vakuurfaktor eingeführt, der die Stützstellen der beiden Schädigungsparameterwöhlerlinien des Kernmaterials um $f_{vak, RAM} = 1,15$ bzw. $f_{vak, RAJ} = 1,32$ (empirisch auf Basis der Treffsicherheitsbewertung in Kapitel 5.3.3 ermittelt) nach oben verschiebt, siehe Abbildung 5.4 b),

$$P_{RAM,Z,Kernmaterial} = f_{vak, RAM} \cdot P_{RAM,Z,Stütz,Kernmaterial} , \tag{5.19}$$

$$P_{RAM,D,Kernmaterial} = f_{vak, RAM} \cdot P_{RAM,D,Stütz,Kernmaterial} ,$$

$$P_{RAJ,Z,Kernmaterial} = f_{vak, RAJ} \cdot P_{RAJ,Z,Stütz,Kernmaterial} , \tag{5.20}$$

$$P_{RAJ,D,Kernmaterial} = f_{vak, RAJ} \cdot P_{RAJ,D,Stütz,Kernmaterial} .$$

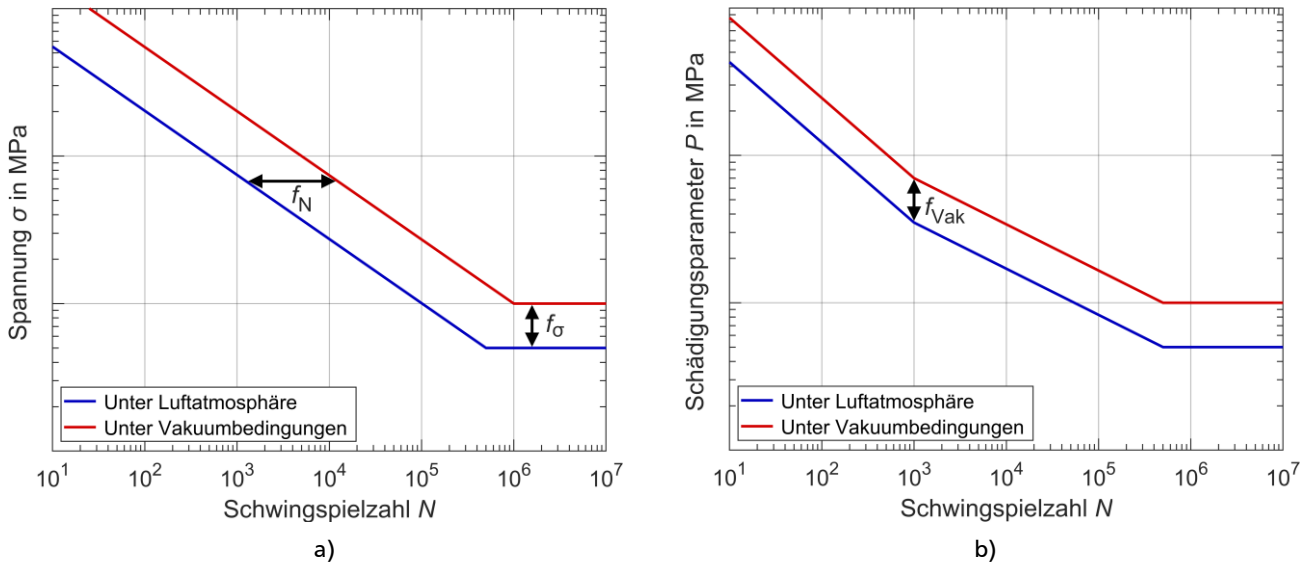


Abbildung 5.4: Schematische Darstellung zum Vergleich der Wöhlerlinien des Kernmaterials unter Luftatmosphäre und unter Vakuumbedingungen: a) Verschieben der Spannungswöhlerlinie nach [7], b) Verschieben der Schädigungsparameterwöhlerlinie gemäß Modell „Dicke Randschicht“.

5.2. Berechnungsablauf für randschichtverfestigte Bauteile

Der Berechnungsablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises auf Basis des Örtlichen Konzepts wurde für randschichtbehandelte Bauteile angepasst und erweitert, wobei das zuvor erläuterte Modell „Dicke Randschicht“ mit dem angepasstem Kerbnäherungsverfahren, dem Vakuumfaktor und der Eigenspannungserfassung einfließt. Der in der FKM-Richtlinie Nichtlinear enthaltene Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Örtlichen Konzept (siehe Abbildung 2.7) wurde außerdem um neue Methoden erweitert, die im Rahmen des FKM-Forschungsvorhabens „Rauheit und Randschicht“ [35] erarbeitet wurden.

Da eine Randschichtbehandlung zu einem inhomogenen Werkstoffzustand im Bauteil führt, ist die Bestimmung einer maßgebenden Zugfestigkeit für die einzelnen Werkstoffbereiche nicht möglich. Daher wurden Abschätzmethoden für die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve und die Schädigungsparameterwöhlerlinien auf Basis der Vickershärte (anstelle der Zugfestigkeit nach dem Vorgehen der Richtlinie) für die Werkstoffgruppe Stahl entwickelt, siehe [35]. Des Weiteren wurde die in der FKM-Richtlinie Nichtlinear bestehende Vorgehensweise zur Berücksichtigung der Oberflächenrauheit überarbeitet. Die experimentellen Untersuchungen, die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführt wurden, zeigten, dass der Einfluss der Rauheit auf die Schwingfestigkeit im Kurzzeitfestigkeitsbereich nicht zu erkennen und erst mit steigender Lebensdauer stärker ausgeprägt ist [35]. Statt einer Parallelverschiebung der gesamten Schädigungsparameterwöhlerlinie wurde eine neue Methode entwickelt, die den Rauheitseinfluss bei Lebensdauern von mehr als 10^3 Schwingspielen durch eine Neigungsänderung der Wöhlerlinie berücksichtigt (siehe Kapitel 2.2.4.2). Diese beiden neuen Verfahren sowie die Methoden des Modells „Dicke Randschicht“ gehen in den Berechnungsablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises nach der FKM-Richtlinie Nichtlinear für randschichtbehandelte Bauteile ein. Der schematische Ablauf dieses sogenannten Zweipunkt-Nachweises ist in Abbildung 5.5 dargestellt.

Bei den Eingabegrößen müssen Schädigungsparameterwöhlerlinien und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für die Randschicht sowie das Kernmaterial vorliegen. Diese können mit der im FKM-Vorhaben „Rauheit und Randschicht“ entwickelten Methode auf Basis der Vickershärte [35] abgeschätzt

werden. Die zur Ermittlung der Beanspruchungs-Zeit-Folge benötigten elastizitätstheoretischen Vergleichsspannungen müssen nun für die beiden Nachweispunkte *Kerbgrund* und *kernseitige Grenze* vorliegen. Die Lage des Nachweispunktes *kernseitige Grenze* ist fest bei der normativ geregelten Randschichtdicke wie der Einsatzhärtetiefe CHD, Einhärtungs-Härtetiefe SHD oder Nitrierhärtetiefe NHD gemäß DIN EN ISO 18203 [57] definiert.

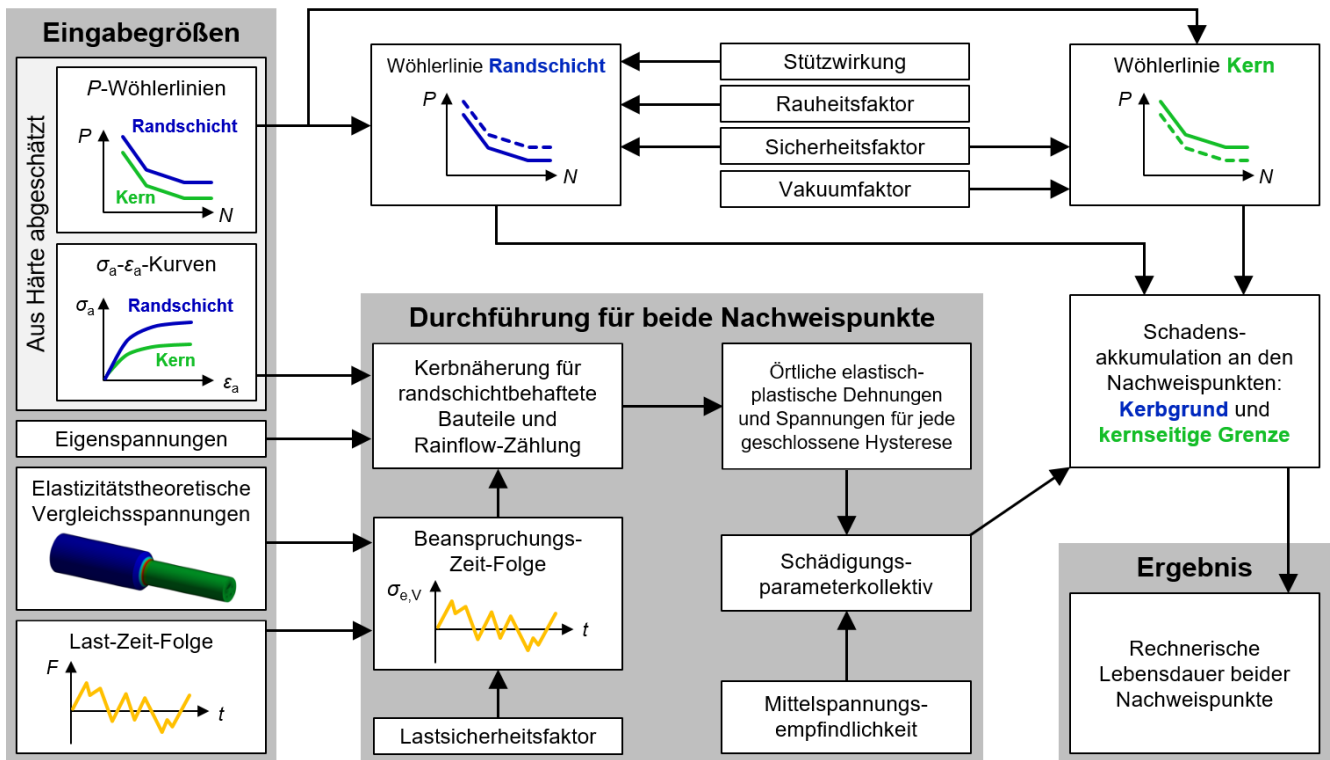


Abbildung 5.5: Berechnungsablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtbehaftete Bauteile auf Basis des erweiterten Vorgehens der FKM-Richtlinie Nichtlinear.

Auf der Widerstandseite werden die Schädigungsparameterwöhlerlinien des Werkstoffs in Bauteilwöhlerlinien umgewandelt. Hierbei wird die Rauheit der Bauteiloberfläche nun mit dem neuen Konzept des Forschungsvorhabens für die Schädigungsparameterwöhlerlinie der Randschicht berücksichtigt. Die Schädigungsparameterwöhlerlinie des Kernmaterials wird zur rechnerischen Steigerung der Schwingfestigkeit mittels dem Vakuumfaktor (siehe Kapitel 5.1.3) nach oben verschoben.

Auf der Beanspruchungsseite fließen die Beanspruchungs-Zeit-Folge und die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der Randschicht und des Kernmaterials in die Kerbnäherung und die Rainflow-Zählung ein. Hierbei wird die für randschichtbehaftete Bauteile entwickelte Methode nach Kapitel 5.1.1 angewendet, die die örtlichen elastisch-plastischen Beanspruchungen simultan für beide Nachweispunkte ermittelt. Des Weiteren werden die Eigenspannungen beider Nachweispunkte gemäß dem beschriebenen Vorgehen nach Kapitel 5.1.2 berücksichtigt. Der HCM-Algorithmus wird zunächst einmal ohne Berücksichtigung der Eigenspannungen durchlaufen und die durch die äußere Belastung erzeugten Hysteresen ermittelt und anschließend ein zweites Mal (erneut unter Berücksichtigung der Masing- und Memory-Regeln) durchlaufen, wobei nun nicht die Umkehrpunkte der äußeren Last, sondern die Umkehrpunkte der Vergleichsdehnungen die Eingangsgröße sind.

Die Schädigungsparameterwöhlerlinien sowie die -kollektive beider Nachweispunkte bzw. Werkstoffbereiche fließen in die Schadensakkumulation ein. Hierbei wird dem Kerbgrund das Werkstoffverhalten der Randschicht und der kernseitigen Grenze des Kernmaterials vorgegeben. Als Ergebnis werden für beide Nachweispunkte die rechnerischen Lebensdauern bestimmt, wobei die kürzere versagensmaßgeblich ist und außerdem den Versagensort vorgibt.

5.3. Treffsicherheitsbewertung

Für die Treffsicherheitsbewertung werden im Folgenden zwei verschiedene Arten von Randschichtbehandlungen unterschieden: Bauteile mit Eigenspannungseinbringung ohne Festigkeitssteigerung (z.B. Kugelstrahlen, Festwalzen etc.) werden als *Randschicht TYP 1* mit dem Vorgehen des üblichen Kerbgrundnachweises mit zusätzlicher Erfassung der Eigenspannungen (siehe Kapitel 5.1.2) im Nachweispunkt berechnet – analog zum Modell „Dünne Randschicht“. Bei Bauteilen des *Randschicht TYPs 2* mit einer tatsächlichen Randschichtverfestigung und Eigenspannungseinbringung (z.B. Einsatzhärten, Induktivhärten, Nitrieren) wird der Zweipunkt-Nachweis nach dem Modell „Dicke Randschicht“ angewendet. Das weitere Vorgehen entspricht dem Ermüdungsfestigkeitsnachweis der FKM-Richtlinie Nichtlinear, wobei die jeweilige Lebensdauer mit beiden Schädigungsparametern P_{RAM} und P_{RAJ} für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A = 50\%$ und ohne Anwendung des Sicherheitskonzepts berechnet wird. Die im Rahmen des FKM-Forschungsvorhabens „Rauheit und Randschicht“ [35] entwickelten Methoden zur Abschätzung des zyklischen Werkstoffverhaltens und der Schädigungsparameterwöhlerlinien auf Basis der Vickers-Härte und das angepasste Vorgehen zur Berücksichtigung des Rauheitseinflusses (siehe Kapitel 2.2.4.2) werden ebenfalls angewendet. Die statistische Auswertung zur Streuspanne T und dem Median m erfolgt gemäß dem in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Vorgehen.

5.3.1. Datenbasis

Zur Validierung der Treffsicherheit des angepassten Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtbehandelte Bauteile wurde im Rahmen des FKM-Forschungsvorhabens „Rauheit und Randschicht“ [35] eine Versuchsdatenbank aufgebaut, die Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen zur Schwingfestigkeit bauteilähnlicher Proben verschiedener Randschichtbehandlungsverfahren aus den eigenen Versuchen und der Literatur enthält. Hierbei fließen verschiedene Werkstoffe, Beanspruchungsarten und Randschichtbehandlungsverfahren ein, wobei vollständige Datensätze vorliegen müssen. Dazu zählen Werkstoffkennwerte (Härte oder Zugfestigkeit von Kern- und Randschichtmaterial), Angaben zur Bauteilgeometrie, der Randschichtdicke und dem -behandlungsverfahren, experimentelle Einzelversuchsergebnisse (Höhe und Art der Beanspruchung, Anriss- bzw. Bruchschwingspielzahl) sowie Angaben zur Oberflächenrauheit und dem Eigenspannungszustand. Die für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis benötigten elastizitätstheoretischen Beanspruchungen, Übertragungsfaktoren und plastische Formzahlen sowie der bezogene Spannungsgradient und die hochbeanspruchte Oberfläche wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens gemäß [98] mittels Finite-Elemente-Analysen ermittelt.

Da die in der Datenbank enthaltenen Versuchsergebnisse aus der Literatur teilweise lückenhaft sind, müssen ggf. gewisse Annahmen getroffen werden. Bei fehlenden Angaben der Zugfestigkeiten werden diese nach [99] über $R_m = 3,3 \text{ MPa} \cdot HV$ aus der Härte abgeschätzt. Eigenspannungen werden in der Ermüdungsfestigkeitsberechnung nur berücksichtigt, wenn diese in der Quelle angegeben sind. Bei feh-

lenden Angaben zur Rauheit wird $Rz = 1 \mu\text{m}$ angenommen, da somit die höchste rechnerische Lebensdauer und daher die größtmögliche, unsichere Abweichung zur experimentellen Lebensdauer berechnet wird. Versuchsreihen mit ansonsten unvollständigen Datensätzen, insbesondere hinsichtlich den Eingabedaten, die für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach Örtlichem Konzept benötigt sind, werden vernachlässigt.

Die in der vorliegenden Versuchsdatenbank enthaltenen Ergebnisse von Schwingfestigkeitsuntersuchungen an randschichtverfestigten Bauteilen aus früheren FKM-Forschungsvorhaben, den eigenen experimentellen Untersuchungen sowie der Literatur sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Tabelle 5.1: Versuchsdatenbank mit experimentellen Untersuchungen zur Schwingfestigkeit bauteilähnlicher Proben verschiedener Randschicht- und Oberflächenbehandlungsverfahren.

Quelle	Werkstoffe	Randschichtbehandlungsverfahren
Eigene Untersuchungen	16MnCr5	Einsatzhärten
	42CrMo4	Induktivhärten
		Kugelstrahlen
		Vorvergüten
		Einsatzhärten
FAT-Schriftenreihe Nr. 102 [100]	38MnVS5	Kontrolliert abkühlen Induktivhärten
FKM-Vorhaben Nr. 46 [101]	30CrNiMo8	Nitrieren
FKM-Vorhaben Nr. 145-3 [102]	42CrMo4	Kugelstrahlen Nitrieren
	Ck15	Nitrocarburieren
FKM-Vorhaben Nr. 257 [103]	C45E	Vergüten
	34CrNiMo6V	Vergüten
		Spannungsarmglühen
FKM-Vorhaben Nr. 160 [104]	31CrMoV9	Nitrieren
FKM-Vorhaben Nr. 179 [105]	20MnCr5	Blindhärten
		Einsatzhärten
Dissertation A. Bäumel [7]	Ck15	Nitrieren
	Ck45	
	50CrMo4	
Dissertation K. Lepper [106]	50CrMo4	Elektrochemisches Abtragen
		Polieren, Schleifen
		Kugelstrahlen
Dissertation A. Cherif [107]	C45E	Festwalzen

5.3.2. Validierung für Randschichten des Typs 1

In Abbildung 5.6 ist das Ergebnis der Nachrechnung der in der Datenbank enthaltenen Bauteilversuche des Randschichttyps 1 dargestellt. Wie zu erkennen ist, liegt allgemein eine sehr gute Treffsicherheit vor, wobei größere Abweichungen vorwiegend im Bereich hoher Lebensdauern auf der konservativen Seite

vorliegen. Die Streuung ist mit $T_{RAM} = 24$ und $T_{RAJ} = 24$ sehr gering und der Median liegt für beide Schädigungsparameter mit $m_{RAM} = 0,3$ und $m_{RAJ} = 0,48$ auf der konservativen Seite.

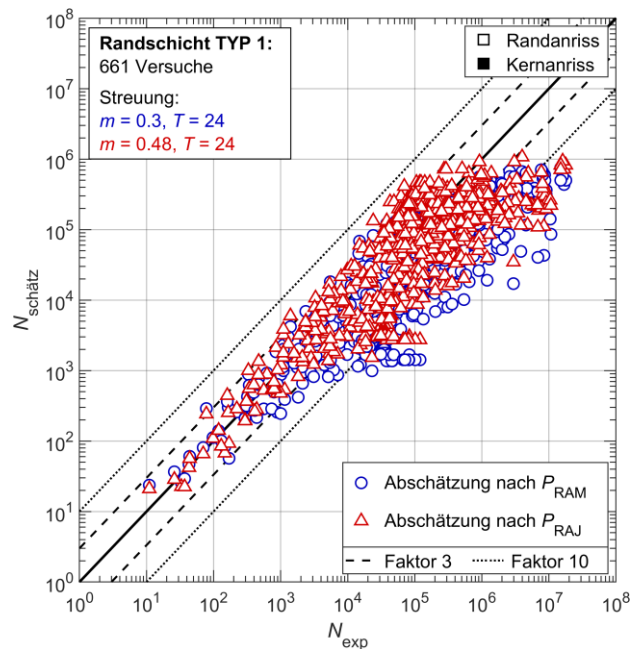


Abbildung 5.6: N - N -Diagramm der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 1.

5.3.3. Validierung für Randschichten des Typs 2

Abbildung 5.7 zeigt das N - N -Diagramm der in der Datenbank enthaltenen Bauteilversuche des Randschichttyps 2, die gemäß dem Modell „Dicke Randschicht“ berechnet wurden. Die ausgefüllten Datenpunkte entsprechen nun einem Kernanriss. Für die Darstellungen in Abbildung 5.7 wird der Vakuumsfaktor vorerst noch nicht angewendet und $f_{vak} = 1$ wird festgelegt.

In Abbildung 5.7 a) ist die beschriebene Nachrechnung für die Versuche des Randschicht TYPs 2 dargestellt, wobei der Versagensort nicht durch den Berechnungsalgorithmus bestimmt wird, sondern das jeweilige Versuchsergebnis nachgerechnet wird. Ein experimenteller Kernanriss wird als rechnerischer Kernanriss eingetragen, auch wenn die Lebensdauer des Nachweispunktes im Kerbgrund eine kürzere Lebensdauer ergeben würde. Wie zu erkennen ist, liegt hierbei eine höhere Streuung mit $T_{RAM} = 144$ und $T_{RAJ} = 126$ vor mit einem Median, der deutlich auf der konservativen Seite liegt. Die hohen Werte der Streuspanne sind dadurch begründet, dass ein großer Anteil von Versuchspunkten weit im konservativen Bereich liegt. Generell ist zu erkennen, dass ein Versagen ausgehend vom Kerbgrund – der sogenannte Randschicht – über den gesamten Lebensdauerbereich vorkommen kann. Experimentelle Kernanrisse liegen vor allem im Bereich höherer Lebensdauern vor. Einige rechnerische Anrisschwingspielzahlen der Kernanrisse sind auch auf der unsicheren Seite vorzufinden, wobei diese ausnahmslos auf die eigenen Versuche mit Kerbproben aus einsatzgehärtetem 16MnCr5 zurückzuführen sind. Die experimentellen Kernanrisse aus den Versuchen der Literaturquellen liegen im konservativen Bereich.

Abbildung 5.7 b) zeigt die Nachrechnung der Versuche der Datenbank ohne Vorgabe des experimentellen Versagensortes. Der Berechnungsalgorithmus nach dem Modell „Dicke Randschicht“ ermittelt die Lebensdauer an beiden Nachweispunkten, wobei die kürzere die versagensmaßgebliche ist und den Anrissort bestimmt. Wie zu erkennen ist, werden somit die unsicher abgeschätzten Lebensdauern der

Kernanrisse der eigenen Versuche mit einsetzgehärtetem 16MnCr5 als Randanrisse mit einer deutlich konservativeren Anrisschwingenspielzahl berechnet. Einige experimentelle Randanrisse werden nun als Kernanrisse berechnet, wobei auch diese Lebensdauern besser mit dem experimentellen Befund übereinstimmen und somit konservativer abgeschätzt werden. Prinzipiell ergibt eine Nachrechnung der Versuche der Datenbank, wobei der Algorithmus den versagensmaßgeblichen Nachweispunkt bestimmt, im Bereich höherer Lebensdauern eine deutlich weniger unsichere Abschätzung. Die Streuung beträgt nun $T_{RAM} = 104$ bzw. $T_{RAJ} = 90$ mit einem Median, der für beide Schädigungsparameter auf der konservativen Seite liegt.

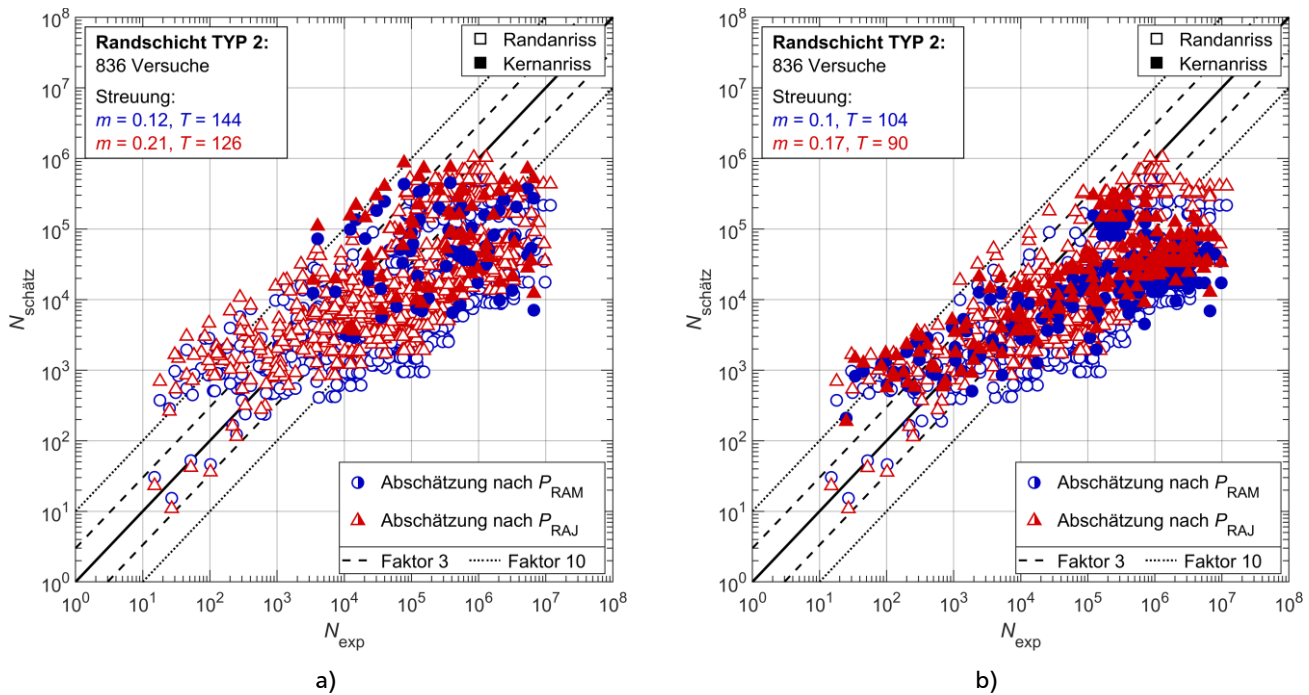


Abbildung 5.7: $N-N$ Diagramme der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 2: a) Anrissort entspricht experimentellen Befund, b) Versagensausgang durch Algorithmus bestimmt.

In Abbildung 5.8 a) ist erneut die Nachrechnung der in der Datenbank enthaltenen Bauteilversuche des Randschichttyps 2 dargestellt, wobei nun der Vakuumfaktor angewendet und der Versagensort weiterhin durch den Algorithmus des Zweipunkt-Nachweises bestimmt wird. Wie zu erkennen ist, wird die Abschätzung der Kernanrisse verbessert und ist vorwiegend nicht mehr sehr stark konservativ. Die Streuung beträgt $T_{RAM} = 119$ bzw. $T_{RAJ} = 95$ mit einem Median, der für beide Schädigungsparameter auf der konservativen Seite liegt.

Eine Umbewertung auf die Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A = 2,5 \%$ (weiterhin unter Anwendung des Vakuumfaktors) ist in Abbildung 5.8 b) dargestellt. Hierbei wird, aufgrund der deutlich geringeren rechnerischen Lebensdauer, die Mehrheit der Versuchspunkte auf die konservative Seite verschoben. Eine Nachweisführung nach dem Örtlichen Konzept mit der Erweiterung des Modells „Dicke Randschicht“ kann mit dieser verminderten Ausfallwahrscheinlichkeit eine abgesicherte Auslegung für randschichtverfestigte Bauteile ermöglichen und bietet ein geeignetes Vorgehen zur Abschätzung der Anrisslebensdauer, das für alle Randschichtbehandlungsverfahren einheitlich anwendbar ist. Eine Nutzung der weiteren Sicherheitsfaktoren der FKM-Richtlinie Nichtlinear (Absicherung der Lastfolge sowie der Bauteil-Wöhlerlinie) würde die konservative Abschätzung noch weiter verstärken.

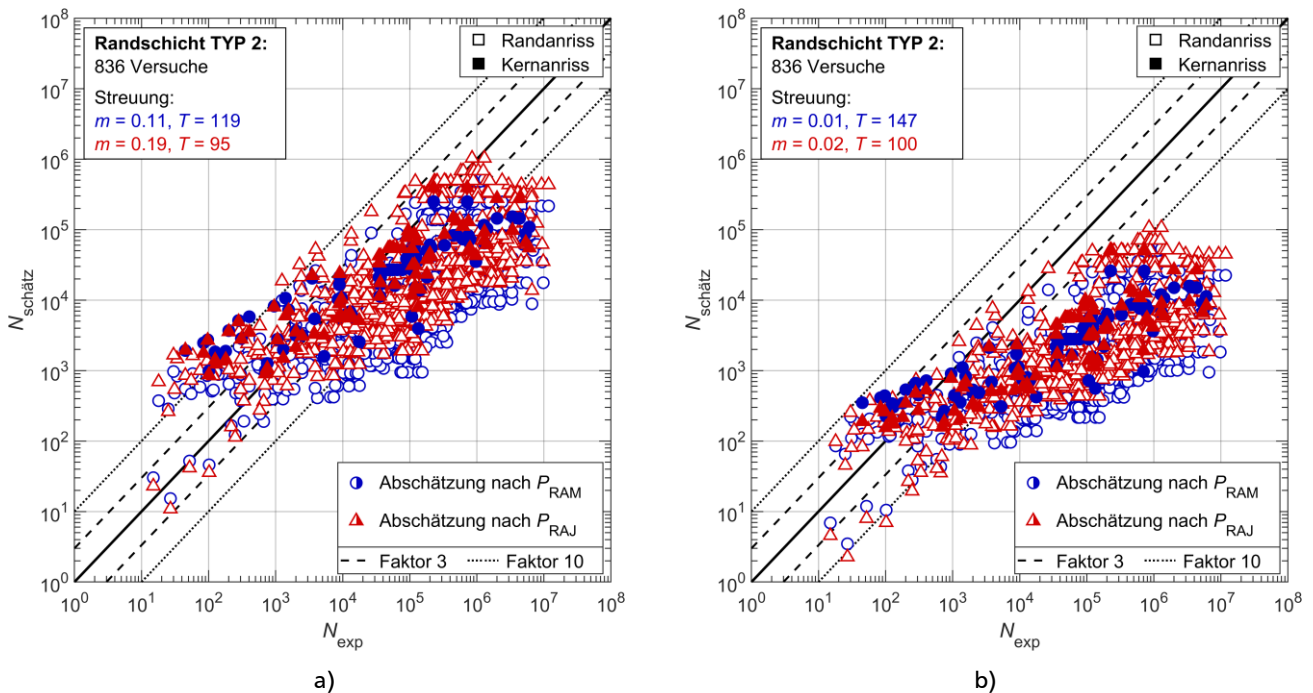


Abbildung 5.8: N - N -Diagramme der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 2. Versagensausgang durch Algorithmus bestimmt und unter Verwendung des Vakuumsfaktors. a) Mit Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$, b) Mit Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 2,5\%$ unter Verwendung des Faktors $f_{2,5\%}$.

Die Treffsicherheit des Ermüdungsfestigkeitsnachweises beim Nachrechnen der Versuche, die in der Datenbank mit Schwingfestigkeitsuntersuchungen randschichtbehafteter Bauteile enthalten sind, könnte durch eine verbesserte Eingangsdatenbasis noch erhöht werden. Beispielsweise sind die Datenpunkte der Versuchsreihen ohne Angabe der Eigenspannungen des jeweiligen Bauteils vorwiegend am unteren Rand der Gesamtpunktewolke der N - N -Diagramme vorzufinden und somit sehr konservativ abgeschätzt. Eine Berücksichtigung der zu erwartenden Druckeigenspannungen würde eine höhere rechnerische Lebensdauer ergeben und die ohnehin stark konservativ abgeschätzten Lebensdauern näher an die Winkelhalbierende – und somit den experimentellen Befund – verschieben. Des Weiteren sind die Versuche, bei denen die Rauheit der untersuchten bauteilähnlichen Proben nicht bekannt ist, vorwiegend im LCF-Bereich oberhalb der Winkelhalbierenden angesiedelt. Statt der Annahme $R_z = 1\ \mu\text{m}$ für diese Versuchsreihen würde die Berücksichtigung der tatsächlich vorliegenden Rauheit die Versuchspunkte nach unten und somit in die konservative Richtung verschieben. In Abbildung 5.9 a) ist das N - N -Diagramm dargestellt, wobei nun nur die Versuchsreihen berücksichtigt werden, bei denen die Eigenspannungen und die Rauheit bekannt sind. Wie zu erkennen ist, liefert der Ermüdungsfestigkeitsnachweis für randschichtverfestigte Bauteile somit eine vorwiegend treffsichere Abschätzung mit insgesamt geringerer Streuung.

In Abbildung 5.8 a) ist auffällig, dass einzelne Versuchsreihen der Gesamtpunktewolke „quer“ zur Winkelhalbierenden liegen. Bei den experimentellen Untersuchungen höchstfester Stähle war ersichtlich (vgl. Kapitel 4.2), dass die Werkstoffwöhlerlinien flacher als die in der FKM-Richtlinie Nichtlinear vorgegebenen Steigungen für die Werkstoffgruppe *Stahl* verlaufen. Die bisher angewendete Abschätzung der Schädigungsparameterwöhlerlinien auf Basis der Härte nutzt ebenfalls die gleichen fest definierten Steigungen wie die Richtlinie. Da die gehärtete Randschicht den höchstfesten Stählen zugeordnet werden kann, wurden in einer weiteren Nachrechnung der Datenbank das zykl. Werkstoffverhalten und die Wöhlerlinien auf Basis der Zugfestigkeit abgeschätzt, wobei für Randschichtbereiche mit $R_m \geq 1500\ \text{MPa}$

die Abschätzmethode für höchstfeste Stähle angewendet wurde, siehe Abbildung 5.9 b). Wie zu erkennen ist, liegt die Gesamtpunktwolke somit weniger „quer“ im N - N -Diagramm, ohne jedoch die Treffsicherheit maßgeblich zu verbessern. Insgesamt liegt dennoch eine weniger stark konservative Abschätzung und geringere Streuung mit $T_{RAM} = 98$ bzw. $T_{RAJ} = 104$ vor.

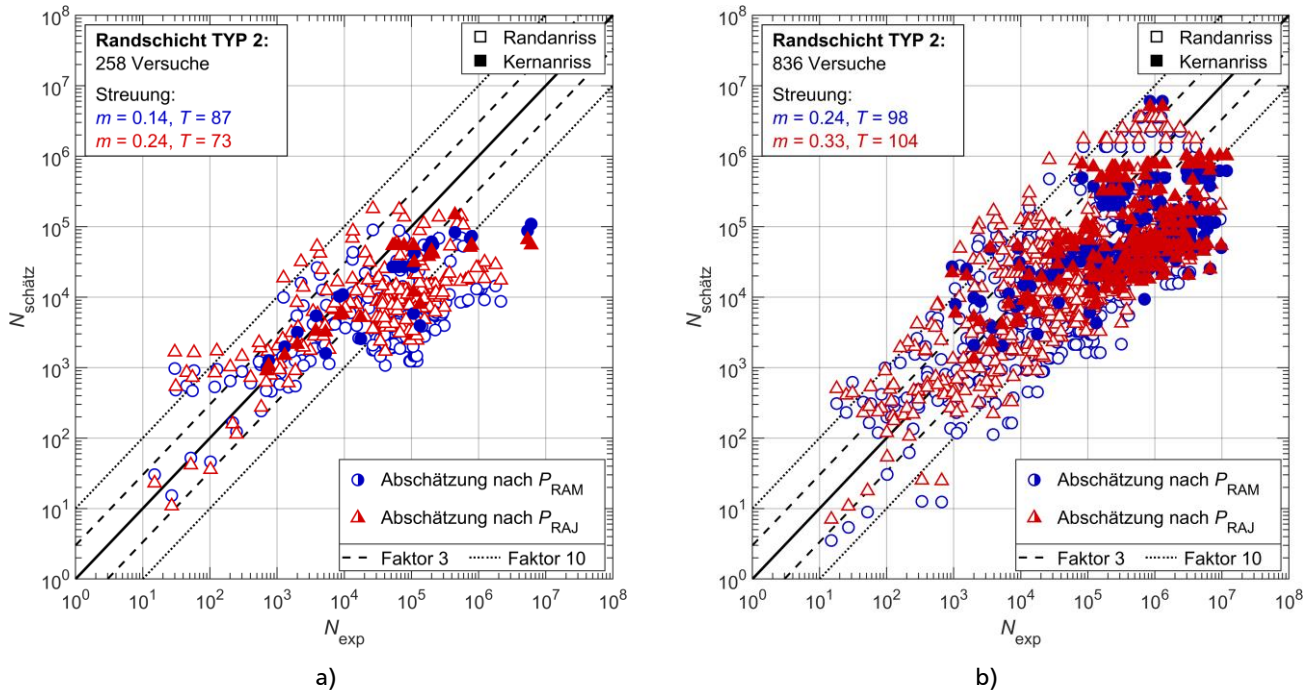


Abbildung 5.9: N - N -Diagramme der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 2. Versagensausgang durch Algorithmus bestimmt, Verwendung des Vakuumsfaktors, Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50\%$: a) Unter Vernachlässigung von Versuchsreihen mit unbekannter Eigenspannung und/oder Rauheit, b) Unter Verwendung der Abschätzmethode für höchstfeste Stähle bei höherfesten Randschichten.

Zu beachten ist beim in Abbildung 5.9 b) dargestellten Vorgehen: Da das Modell „Dicke Randschicht“ darauf ausgelegt ist, dass der Verfestigungsexponent n' für alle drei Werkstoffbereiche (Kernmaterial, Grenze und Randschicht) identisch ist, muss eine Kompatibilität zwischen den Werkstoffgruppen *Höchstfester Stahl* ($n' = 0,085$) und *Stahl* ($n' = 0,187$) hergestellt werden. Hierfür wird vorgegeben, dass die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven, die auf Basis beider Werkstoffgruppen aus der Zugfestigkeit abgeschätzt werden, durch den gleichen Wert der zyklischen Dehngrenze $R'_{p0,2}$ verlaufen sollen,

$$(R'_{p0,2})_{\text{Höchstfester Stahl}} \stackrel{!}{=} (R'_{p0,2})_{\text{Stahl}} \tag{5.21}$$

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

Durch Kombination beider Gleichungen wird im Falle einer hochfesten Randschicht ein angepasster zyklischer Verfestigungskoeffizient $\tilde{K}'_{\text{Höchstfester Stahl}}$ berechnet,

$$\tilde{K}'_{\text{Höchstfester Stahl}} = K'_{\text{Stahl}} \cdot 0,002^{n'_{\text{Stahl}} - n'_{\text{Höchstfester Stahl}}} \tag{5.22}$$

Die zugehörige zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve wird anschließend mit diesem Kennwert sowie dem Verfestigungsexponenten $n' = 0,187$ bestimmt.

6. Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde die Schwingfestigkeit von höchstfesten Stählen und randschichtverfestigten Bauteilen untersucht und Ansätze entwickelt, um diese rechnerisch abschätzen zu können.

6.1. Zusammenfassung

Zur Untersuchung der Schwingfestigkeit von höchstfesten Stählen wurden vier Werkstoffe einem umfangreichen experimentellen Versuchsprogramm unterzogen. Hierbei wurden ungekerbte Werkstoffproben aus den hoch- und höchstfesten Stählen X3CrNiMoAl13-8-2, 100Cr6 sowie X40CrMoV5-1 (im blind- und einsatzgehärteten Zustand) zunächst mittels quasistatischer Zugversuche geprüft. Außerdem sind dehnungsgeregelte Schwingfestigkeitsversuche im LCF-Bereich unter Zug-Druck-Wechselbeanspruchung sowie mit vorgegebener Zug- oder Druckmitteldehnung durchgeführt worden.

Die Versuchsergebnisse dienen als experimentelle Basis zur Erweiterung von Abschätzmethoden der FKM-Richtlinie Nichtlinear, mit denen das zyklische Werkstoffverhalten mittels quasistatischer Werkstoffkennwerte berechnet werden kann. Hierbei können die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve, die Mittelspannungsempfindlichkeit sowie Schädigungsparameterwöhlerlinien auf Basis der Zugfestigkeit abgeschätzt werden. Diese Methoden sind für Stähle aktuell jedoch nur bis zu einer maximalen Zugfestigkeit von $R_m \leq 1200$ MPa anwendbar. Für höchstfeste Stähle mit Zugfestigkeiten bis $R_m = 2400$ MPa wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit eine neue Werkstoffgruppe eingeführt, die ein angepasstes Vorgehen zur Abschätzung der genannten Kennwerte und -linien ermöglicht. Zur Validierung wurden neben den eigenen Untersuchungen die Ergebnisse von Schwingfestigkeitsuntersuchungen mit höchstfesten Stählen aus der Literatur genutzt. Hierbei konnte gezeigt werden, dass die angepassten Abschätzmethoden zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens von hoch- und höchstfesten Stählen sehr treffsicher sind – Abweichungen lagen vorwiegend auf der konservativen Seite.

Des Weiteren wurde die Schwingfestigkeit von randschichtverfestigten Bauteilen experimentell sowie numerisch untersucht, um den Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach dem Örtlichen Konzept gemäß dem Vorgehen der FKM-Richtlinie Nichtlinear für diese Bauteile anwendbar zu machen. Da bei randschichtverfestigten Bauteilen das Versagen aufgrund der inhomogenen Materialeigenschaften sowohl vom Kerbgrund als auch vom Übergangsbereich zwischen niedrigfestem Kernmaterial und hochfester Randschicht ausgehen kann, wurden Anpassungen des in der FKM-Richtlinie Nichtlinear enthaltenen Ermüdungsfestigkeitsnachweises vorgenommen.

Zunächst wurden – stellvertretend für alle randschichtbeeinflussenden Fertigungsverfahren – einsatzgehärtete sowie vorvergütete, kugelgestrahlte und induktivgehärtete bauteilähnliche Proben aus 16MnCr5 bzw. 42CrMo4 zyklischen Versuchen (unter Zug-Druck-Wechselbelastung sowie schwellender Zugbelastung) unterzogen. Pro Verfahren wurden jeweils zwei signifikant unterschiedliche Fertigungsparameter hinsichtlich der Festigkeitssteigerung der Randschicht sowie deren Einfluss auf die Schwingfestigkeit untersucht. Der Einfluss der Kerbschärfe auf die Bauteillebensdauer wurde mittels zwei unterschiedlichen Probenformen mit den Kerbradien $R2$ und $R4$ erfasst. Bei diesen experimentellen Untersuchungen

lag besonderes Augenmerk auch auf der Bestimmung des Versagensortes, um eine Aussage treffen zu können, ob der Anriss vom Kerbgrund oder vom Übergangsbereich zwischen niedrigfestem Kernmaterial und hochfester Randschicht ausgeht.

Für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis randschichtbehandelter und eigenspannungsbehafteter Bauteile wurde das Modell „Dicke Randschicht“ entwickelt, das mit einer starken Vereinfachung einhergeht. Hierbei werden über das sogenannte Zweischicht-Modell die Festigkeits-, Härte- und Eigenspannungsgradienten vernachlässigt und angenommen, dass die Struktur nur aus zwei in sich homogenen Bereichen besteht: Das niedrigfeste zugeigenspannungsbehaftete Kernmaterial und die hochfeste druckeigenspannungsbehaftete Randschicht. Da das Versagen bei randschichtbehafteten Bauteilen, aufgrund der inhomogenen Materialeigenschaften, sowohl vom Kerbgrund als auch vom Übergangsbereich zwischen niedrigfestem Kernmaterial und hochfester Randschicht ausgehen kann, wurde ein Zweipunkt-Nachweis eingeführt. Dieser erweiterte Festigkeitsnachweis berechnet simultan die Lebensdauer im Kerbgrund sowie an der kernseitigen Grenze zwischen den beiden Materialbereichen. Eine Berücksichtigung der Eigenspannungen an beiden Nachweispunkten ist ebenfalls in die Algorithmen des Örtlichen Konzepts implementiert worden. Die im Festigkeitsnachweis genutzten Kerbnäherungsverfahren nach Neuber und Seeger/Beste wurden außerdem zur Abschätzung der elastisch-plastischen Dehnungen an beiden Nachweispunkten erweitert. Die Entwicklung dieser angepassten Näherungsverfahren basiert auf einer Vielzahl von elastisch-plastischen Finite-Elemente-Analysen, wobei zahlreiche verschiedene Konfigurationen unter Variation der Randschichtdicke, des Kerbradius sowie des zyklischen Materialverhaltens von Kern- und Randschicht untersucht wurden.

Zur Validierung der Treffsicherheit des angepassten Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtbehandelte Bauteile wurde eine Versuchsdatenbank genutzt, die neben den eigenen Versuchen auch experimentelle Untersuchungen zur Schwingfestigkeit bauteilähnlicher Proben verschiedener Randschichtbehandlungsverfahren aus der Literatur enthält. Hierbei werden zwei verschiedene Arten von Randschichten unterschieden: Bauteile mit Eigenspannungseinbringung ohne Festigkeitssteigerung (z.B. Kugelstrahlen, Festwalzen etc.) werden als *Randschicht TYP 1* mit dem Vorgehen des üblichen Kerbgrundnachweises plus zusätzlicher Erfassung der Eigenspannungen im Kerbgrund berechnet. Bei Bauteilen des *Randschicht TYPs 2* mit tatsächlicher Randschichtverfestigung und Eigenspannungseinbringung (z.B. Einsatzhärten, Induktivhärten, Nitrieren) wird der Zweipunkt-Nachweis mit dem Modell „Dicke Randschicht“ angewendet. Ersichtlich ist, dass die Lebensdauer von Bauteilen mit Eigenspannungseinbringung ohne Festigkeitssteigerung (*TYP 1*) unter Berücksichtigung der Eigenspannungen treffsicher mit nur geringer Streuung berechnet werden kann. Bei Bauteilen mit tatsächlicher Randschichtverfestigung und Eigenspannungseinbringung (*TYP 2*) liegt zwar eine höhere Streuung beim Nachrechnen der gesamten Datenbank vor, jedoch liegen die Versuchspunkte im Mittel auf der konservativen Seite. Kernanrisse werden generell etwas konservativer abgeschätzt und Randanrisse nur im LCF-Bereich zum Teil geringfügig unsicher. Eine verbesserte Eingangsdatenbasis der Versuche aus der Literatur könnte die Aussagekraft und Treffsicherheit des neuen Berechnungsalgorithmus erhöhen, da sehr häufig die Angabe des Eigenspannungszustands oder der Oberflächenrauheit des Bauteils fehlt. Eine Treffsicherheitsbewertung ohne Berücksichtigung der unvollständigen Versuchsreihen zeigte eine angemessene, konservative Abschätzung der rechnerischen Lebensdauern.

Aufgrund der hohen Härte und Zugfestigkeit der Randschicht kann diese auch den hoch- und höchstfesten Stählen zugeordnet werden. Abschließend wurde daher erneut der erweiterte Ermüdungsfestigkeits-

nachweis auf die Versuchsdatenbank angewendet, wobei diesmal die Abschätzung der zyklischen Werkstoffkennwerte und Schädigungsparameterwöhlerlinien auf Basis der Zugfestigkeit vorgenommen wurde – bei $R_m \geq 1500$ MPa mit der Abschätzmethode für höchstfeste Stähle. Die Treffsicherheit konnte hierbei geringfügig verbessert werden und die Versuchspunkte liegen weniger „quer“ zur Winkelhalbierenden. Dies ist damit zu begründen, dass die Steigungen der abgeschätzten Werkstoffwöhlerlinien bei höchstfesten Stählen flacher definiert wurden, (auf Basis der experimentellen Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit) als sie bei der Werkstoffgruppe *Stahl* von der Richtlinie vorgegeben und der davor genutzten Abschätzmethode auf Basis der Härte aufgegriffen werden.

6.2. Ausblick

Am Ende der vorliegenden Arbeit bleibt der Anspruch an umfassendere Validierungsmöglichkeiten der entwickelten Berechnungsmethoden. Für die angepasste Abschätzung des zyklischen Werkstoffverhaltens von höchstfesten Stählen liegen in der Literatur nur wenige Schwingfestigkeitsuntersuchungen für die Treffsicherheitsbewertung vor, da in der Vergangenheit die experimentelle Bestimmung der Dauerfestigkeit dieser Werkstoffe im Fokus lag. Vorteilhaft wären daher weitere Versuchsergebnisse, insbesondere von höchstfesten Stählen, die eine sehr hohe Zugfestigkeit $R_m \geq 2000$ MPa aufweisen. Ebenso wären zur Validierung des neuen Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtverfestigte und eigenspannungsbehaftete Bauteile mehr Versuchsergebnisse zur Schwingfestigkeitsuntersuchung randschichtbehafteter bauteilähnlicher Proben sowie realer Bauteile unter Angabe aller Eingabewerte – insbesondere des vorliegenden Eigenspannungszustands – wünschenswert.

Im Rahmen des Modells „Dicke Randschicht“ wurden zudem einige Annahmen getroffen und Vereinfachungen eingeführt – beispielsweise die Vernachlässigung der Festigkeits-, Härte- und Eigenspannungsgradienten durch das Zweischicht-Modell. Des Weiteren ist die Lage des im Bauteilinneren liegenden Nachweispunkts gemäß der normativ geregelten, fertigungsbedingten Randschichtdicke fest definiert, obwohl an dieser Stelle – je nach Randschichtbehandlungsverfahren – noch nicht die Kernhärte sowie der Übergang von Druck- auf Zugeigenspannungen erreicht sein kann. Für eine bessere Übereinstimmung mit dem realen Werkstoffzustand eines randschichtbehandelten Bauteils könnte statt dem Zweischicht- ein Gradienten-Modell eingeführt werden. Hierfür müsste in der elastizitätstheoretischen Finite-Elemente-Analyse, der Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens und dem eigentlichen Ermüdungsfestigkeitsnachweis inklusive Schadensakkumulationsrechnung eine knotenweise Berücksichtigung des Bauteils auf einem Pfad vom Kerbgrund ins Innere entwickelt werden. Als Ergebnis würde ein Lebensdauergradient mit den ertragbaren Schwingspielzahlen für alle Knoten des Pfads ermittelt werden, wobei die kürzeste Lebensdauer die Versagensschwingspielzahl und den Versagensort bestimmt. Eine Ermittlung des hierfür benötigten vorliegenden Werkstoffzustands eines randschichtbehandelten Bauteils durch Härtetiefenverläufe und Eigenspannungsmessungen mit Tiefenabtrag wäre für den Anwender in der industriellen Praxis jedoch zeit- und kostspielig sowie bei der Bauteilauslegung ohne das Vorliegen von Prototypen nicht umsetzbar. Daher müssten Modelle entwickelt werden, die den zu erwartenden Gradientenverlauf der Härte und Eigenspannungen in Folge verschiedener Randschichtbehandlungsverfahren in Abhängigkeit von der Härte oder Festigkeit des Kernmaterials und der Randschicht sowie der Randschichtdicke abschätzen können. Abschließend gelte es zu bewerten, ob die Treffsicherheit dieses Ermüdungsfestigkeitsnachweises soweit gesteigert werden konnte, dass die stark erhöhte Komplexität des Verfahrens gerechtfertigt ist.

Literaturverzeichnis

- [1] FKM-Richtlinie: M. Fiedler, M. Wächter, I. Varfolomeev, M. Vormwald, A. Esderts: Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens - Für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen. 1. Auflage, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 2019, ISBN: 978-3-816-30729-7.
- [2] H. E. Friedrich: Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. 2. Auflage, Wiesbaden: Springer Vieweg, 2017, ISBN: 978-3-658-12295-9.
- [3] S. Pischinger, U. Seiffert: Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik. 9. Auflage, Wiesbaden: Springer Fachmedien, 2021, ISBN: 978-3-658-25557-2.
- [4] J. Li, D. Zhan, Z. Jiang, H. Zhang, Y. Yang, Y. Zhang: Progress on improving strength-toughness of ultra-high strength martensitic steels for aerospace applications: a review. In: *Journal of Materials Research and Technology* 23, S. 172–190, 2023, DOI: 10.1016/j.jmrt.2022.12.177.
- [5] B. Pollard: Selection of Wrought Precipitation-Hardening Stainless Steels. In: *ASM International, ASM Handbook* 6, S. 482–494, 1993, DOI: 10.31399/asm.hb.v06.a0001412.
- [6] C. Fällgren, A. Kleemann, H. T. Beier, M. Vormwald, S. Kleemann, T. Richter, H. Beinersdorf: Hochdruckbauteile aus höchstfesten Stählen - Grundlagen, Potential, Bemessungsmethoden, FVV-Abschlussbericht Nr. 1277, FVV-Vorhaben Nr. 1289, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 2021.
- [7] A. Bäuml: Experimentelle und numerische Untersuchung der Schwingfestigkeit randschichtverfestigter eigenspannungsbehafteter Bauteile, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Institutsbericht des Fachgebiets Werkstoffmechanik - Heft 49, 1991.
- [8] D. Radaj, M. Vormwald: Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure. 3. Auflage, Berlin, New York: Springer-Verlag, 2007, ISBN: 978-3-540-71459-0.
- [9] FKM-Richtlinie: R. Rennert, E. Kullig, M. Vormwald, A. Esderts, M. Luke: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. 7. Auflage, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 2020, ISBN: 978-3-816-30743-3.
- [10] D. Radaj, C. M. Sonsino, W. Fricke: Fatigue assessment of welded joints by local approaches. 2. Auflage, Cambridge: Woodhead Publ, 2006, ISBN: 978-1-85573-948-2.
- [11] T. Seeger: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. In: *Stahlbau-Handbuch* Band 1 (Teil B), S. 5–123, 1996.
- [12] W. Ramberg, W. R. Osgood: Description of stress-strain curves by three parameters, Washington D.C.: National Advisory Committee for Aeronautics, 1943.
- [13] M. Sander: Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen. 2. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2018, ISBN: 978-3-662-54442-6.

- [14] H.-J. Christ: Wechselperformung von Metallen - Zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten und Mikrostruktur, Berlin, Heidelberg: Springer, 1991, ISBN: 978-3-642-52345-8.
- [15] G. Masing, W. Mauksch: Eigenspannungen und Verfestigung des plastisch gedehnten und gestauchten Messings. In: *Wissenschaftliche Veröffentlichungen aus dem Siemens-Konzern*, S. 244–256, 1925, DOI: 10.1007/978-3-662-24684-9_17.
- [16] U. H. Clormann, T. Seeger: RAINFLOW - HCM: Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage. In: *Stahlbau* 55 (6), S. 65–71, 1986.
- [17] S. S. Manson: Behavior of Materials Under Conditions of Thermal Stress. In: *NACA TN-2933, Document-ID: 19930092197*, 1954.
- [18] L. F. Coffin: A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal. In: *Transactions of the ASME* (76), S. 931–950, 1954.
- [19] J. D. Morrow: Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals. In: *ASTM STP* (378), 45-87, 1965, DOI: 10.1520/STP43764S.
- [20] H. Neuber: Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies With Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law. In: *Journal of Applied Mechanics* 28 (4), S. 544–550, 1961, DOI: 10.1115/1.3641780.
- [21] M. Hoffmann, T. Seeger: A Generalized Method for Estimating Multiaxial Elastic-Plastic Notch Stresses and Strains, Part 2: Application and General Discussion. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 107 (4), S. 255–260, 1985, DOI: 10.1115/1.3225815.
- [22] T. Seeger, P. Heuler: Generalized application of Neuber's Rule. In: *Journal of Testing and Evaluation* 8 (4), S. 199–204, 1980.
- [23] T. Seeger, A. Beste: Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich. In: *Fortschrittsberichte der VDI-Zeitschriften* 18 (2), S. 1–45, 1977.
- [24] K. N. Smith, P. Watson, T. H. Topper: A stress-strain function for the fatigue of metals. In: *International Journal of Materials* 5 (4), S. 767–778, 1970.
- [25] J. W. Bergmann: Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Institutsbericht des Fachgebiets Werkstoffmechanik - Heft 37, 1983.
- [26] M. Vormwald: Anrißlebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Institutsbericht des Fachgebiets Werkstoffmechanik - Heft 47, 1989.
- [27] M. Vormwald, P. Heuler, T. Seeger: A Fracture Mechanics Based Model for Cumulative Damage Assessment as Part of Fatigue Life. In: *Advances in Fatigue Lifetime Predictive Techniques* 1122, S. 28–43, 1992.
- [28] M. Vormwald, T. Seeger: The consequences of short crack closure on fatigue crack growth under variable amplitude loading. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 14 (2-3), S. 205–225, 1991.

-
- [29] M. Vormwald, P. Heuler, C. Krä: Spectrum fatigue life assessment of notched specimens using a fracture mechanics based approach. In: *Automation in Fatigue and Fracture Testing and Analysis* ASTM-STP 1231, S. 221–240, 1994.
- [30] O. Hertel, M. Vormwald: Statistical and geometrical size effects in notched members based on weakest-link and short-crack modelling. In: *Engineering Fracture Mechanics* 95, S. 72–83, 2012, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2011.10.017.
- [31] B. Hänel, E. Kulli, M. Vormwald, C. Versch, O. Hertel, A. Esderts, K. Hinkelmann, D. Siegele, J. Hohe: Verbessertes Berechnungskonzept FKM-Richtlinie: FKM Abschlussbericht Nr. 306, FKM Vorhaben Nr. 282, Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2010.
- [32] M. Kaffenberger: Schwingfestigkeit von Schweißnahtenden und Übertragbarkeit von Schweißverbindungs-wöhlerlinien, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Institutsbericht des Fachgebiets Werkstoffmechanik - Heft 97, 2012.
- [33] W. Weibull: Zur Abhängigkeit der Festigkeit von der Probengröße. In: *Ingenieur-Archiv* 28, S. 360–362, 1959, DOI: 10.1007/BF00536130.
- [34] W. Fessenmayer, C. Wegerdt, W. Hanel, H. Buschermöhle, A. Sigwart, H. Zenner, U. Günther, Koch R.: Untersuchungen zum Einfluß der Oberflächenrauigkeit auf die Ermüdungsfestigkeit, FKM Abschlussbericht Nr. 196, FKM Vorhaben Nr. 156, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 1995.
- [35] P. Yadegari, H. T. Beier, M. Vormwald, M. Hupka, M. Wächter, A. Esderts: Erfassung von Randschichtverfestigungen, Eigenspannungen und Oberflächenfeingestalt in Schwingfestigkeitsnachweisen mit Berücksichtigung nichtlinearen Verformungsverhaltens, FKM-Abschlussbericht Nr. 344, FKM-Vorhaben Nr. 616, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 2022.
- [36] M. A. Miner: Cumulative Damage in Fatigue. In: *Transactions of ASME, Journal of Applied Mechanics* 12 (6), S. 359–365, 1945.
- [37] H.-J. Bargel: Werkstoffkunde: Strukturen - grundlegende Eigenschaften. 13. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2022, ISBN: 978-3-662-63961-0.
- [38] N. E. Prasad, R. J. H. Wanhill: Aerospace Materials and Material Technologies - Volume 1: Aerospace Materials, Singapore: Springer Science+Business Media, 2017, ISBN: 978-9-81102-134-3.
- [39] G. Seehafer: Karosseriestruktur des neuen Audi TT. In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 116 (7-8), S. 56–61, 2014, DOI: 10.1007/s35148-014-0451-x.
- [40] N. Salajegheh, R. Prasannavenkatesan, D. L. McDowell, G. B. Olson, H.-J. Jou: Finite Element Simulation of Shielding/Intensification Effects of Primary Inclusion Clusters in High Strength Steels Under Fatigue Loading. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 136 (3), 2014, Art. no. 031003, DOI: 10.1115/1.4027380.
- [41] Y. Furuya, T. Abe, S. Matsuoka: Inclusion-controlled fatigue properties of 1800 MPA-class spring steels. In: *MTA* 35 (12), S. 3737–3744, 2004, DOI: 10.1007/s11661-004-0279-1.
- [42] K. Shiozawa, Y. Morii, S. Nishino, L. Lu: Subsurface crack initiation and propagation mechanism in high-strength steel in a very high cycle fatigue regime. In: *International Journal of Fatigue* 28 (11), S. 1521–1532, 2006, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2005.08.015.
-

- [43] B. Pyttel, D. Schwerdt, C. Berger: Very high cycle fatigue – Is there a fatigue limit? In: *International Journal of Fatigue* 33 (1), S. 49–58, 2011, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2010.05.009.
- [44] J. Zhang, S. Li, Z. Yang, G. Li, W. Hui, Y. Weng: Influence of inclusion size on fatigue behavior of high strength steels in the gigacycle fatigue regime. In: *International Journal of Fatigue* 29 (4), S. 765–771, 2007, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2006.06.004.
- [45] K. Burkart, H. Bomas, H.-W. Zoch: Fatigue of notched case-hardened specimens of steel SAE 5120 in the VHCF regime and application of the weakest-link concept. In: *International Journal of Fatigue* 33 (1), S. 59–68, 2011, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2010.07.006.
- [46] H. Mayer, W. Haydn, R. Schuller, S. Issler, B. Furtner, M. Bacher-Höchst: Very high cycle fatigue properties of bainitic high carbon–chromium steel. In: *International Journal of Fatigue* 31 (2), S. 242–249, 2009, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2008.09.001.
- [47] Murakami Y, Endo M.: The area parameter model for small defects and nonmetallic inclusions in fatigue strength: experimental evidences and applications. In: *Theoretical Concepts Numerical Analysis Fatigue, Birmingham: Engineering Materials Advisory Services Ltd.*, S. 51–71, 1992.
- [48] S. Rödling, J. Fröschl, M. Hück, M. Decker: Einfluss nichtmetallischer Einschlüsse auf zulässige HCF-Bemessungskennwerte. In: *Materials Testing* 53 (7-8), S. 455–462, 2011, DOI: 10.3139/120.110250.
- [49] Y. Murakami, M. Endo: Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. In: *Intern. Journal of Fatigue* 16 (3), S. 163–182, 1994, DOI: 10.1016/0142-1123(94)90001-9.
- [50] T. Georges: Zur Gewichtsreduktion von Fahrzeugtragfedern unter besonderer Beachtung des schwingfestigkeitsmindernden Einflusses bruchauslösender Fehlstellen im Halbzeug Federdraht. In: *Fortschritt-Berichte VDI 593*, 2000.
- [51] H. Bomas, T. Linkewitz, P. Mayr, F. Jablonski, R. Kienzler, K. Kutschan, M. Bacher-Höchst, F. Mühleder, M. Seitter, D. Wicke: Fehlstellenmodell für die Wechselfestigkeit. In: *Materialprüfung* 40, S. 58–63, 1998.
- [52] H. Bomas, T. Linkewitz, P. Mayr: Application of a weakest-link concept to the fatigue limit of the bearing steel SAE 521000 in a bainitic condition. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 22 (9), S. 733–741, 1999.
- [53] S. Kunow, S. Wölkerling, G. Löwisch, R. Kienzler, L. Rohde, H. Bomas: Vorhersage der Lebensdauer und Dauerfestigkeit von hochfesten, durchhärtenden Stählen. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 33 (5), S. 289–297, 2002.
- [54] H. Berns, W. Theisen: Eisenwerkstoffe - Stahl und Gusseisen. 4. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2008, ISBN: 978-3-540-79955-9.
- [55] Norm: DIN 8580 (2022-12): Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung, DOI: 10.31030/3217872.
- [56] R. Förster, A. Förster: Einführung in die Fertigungstechnik - Lehrbuch für Studenten ohne Vorpraktikum. 1. Auflage, Berlin: Springer-Verlag, 2018, ISBN: 978-3-662-54702-1.
- [57] Norm: DIN EN ISO 18203 (2022-07): Stahl - Bestimmung der Dicke gehärteter Randschichten, DOI: 10.31030/3344011.

-
- [58] E. Haibach: Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. 3. Auflage, Berlin: Springer-Verlag, 2006, ISBN: 978-1-280-61802-4.
- [59] G. Masing: Eigenspannungen in kaltgereckten Metallen. In: *Zeitschrift für technische Physik* 6, S. 569–573, 1925.
- [60] E. Macherauch, H. Wohlfahrt, U. Wolfstieg: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. In: *HTM Journal of Heat Treatment* 28.3, S. 201–211, 1973.
- [61] E. Kullig, M. Vormwald, O. Hertel, A. Esderts, K. Hinkelmann: Weiterentwicklung des Ermüdungsfestigkeitsnachweises. In: *Neue Entwicklungen für die Bauteilfestigkeitsnachweise*, Darmstadt, 2010, S. 139–149.
- [62] T. Seeger, P. Heuler: Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen zur Lebensdauerabschätzung schwingbelasteter Bauteile, Technische Universität Darmstadt, Bericht - FF-18/1984, 1984.
- [63] T. Bruder: Beitrag zur Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit einsatzgehärteter Bauteile, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Institutsbericht des Fachgebiets Werkstoffmechanik - Heft 59, 1999.
- [64] M. Luke, T. Straub, I. Varfolomeev, A. Kleemann, S. Kleemann, T. Richter, H. Beinersdorf, P. Yadegari, H. T. Beier, M. Vormwald: Entwicklung einer validierten Methodik zur Berechnung der Schwingfestigkeit von Bauteilen aus höchstfesten Stählen, FKM-Abschlussbericht Nr. 340, FKM-Vorhaben Nr. 610, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 2021.
- [65] V. Seetharaman, M. Sundararaman, R. Krishnan: Precipitation hardening in a PH 13-8 Mo stainless steel. In: *Materials Science and Engineering* 47 (1), S. 1–11, 1981, DOI: 10.1016/0025-5416(81)90034-3.
- [66] J. D. Verhoeven: A Review of Microsegregation Induced Banding Phenomena in Steels. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 9 (3), S. 286–296, 2000, DOI: 10.1361/105994900770345935.
- [67] Norm: DIN EN ISO 6507-1 (2018-07): Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren, DOI: 10.31030/2778746.
- [68] Norm: DIN EN 10328 (2005-04): Eisen und Stahl - Bestimmung der Einhärtungstiefe nach dem Randschichthärten, DOI: 10.31030/9491378.
- [69] Norm: DIN EN ISO 4287 (2010-07): Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit, DOI: 10.31030/1699310.
- [70] Norm: DIN EN 15305 (2009-01): Zerstörungsfreie Prüfung - Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen, DOI: 10.31030/1425472.
- [71] P. Yadegari, C. Fällgren, H. Thomas Beier, M. Vormwald, A. Kleemann: Extension of methods for estimating the fatigue strength of components made of ultra-high strength steels. In: *International Journal of Fatigue* 167 (Part A), Article 107325, 2023, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2022.107325.
- [72] S. S. Manson: Fatigue: A complex subject - Some simple approximations. In: *Experimental Mechanics* 5 (4), S. 193–226, 1965, DOI: 10.1007/BF02321056.
-

- [73] Iida K, E. Fujii: Low cycle fatigue strength of steels and welds in relation to static tensile properties. In: *IIW Doc. XIII-816-77*, 1977.
- [74] D. F. Socie, M. R. Mitchell: Fundamentals of modern fatigue analysis. In: *Fracture Control Programm, Report No. 26*, 1977.
- [75] A. Bäuml, T. Seeger: *Materials Data for Cyclic Loading - Supplement 1*. Elsevier, 1990.
- [76] M. L. Roessle, A. Fatemi: Strain-controlled fatigue properties of steels and some simple approximations. In: *International Journal of Fatigue* 22 (6), S. 495–511, 2000, DOI: 10.1016/S0142-1123(00)00026-8.
- [77] A. Hatscher, T. Seeger, H. Zenner: Abschätzung von zyklischen Werkstoffkennwerten. In: *Materials Testing* 49 (3), S. 81–93, 2007, DOI: 10.3139/120.100795.
- [78] M. Meggiolaro: Statistical evaluation of strain-life fatigue crack initiation predictions. In: *International Journal of Fatigue* 26 (5), S. 463–476, 2004, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2003.10.003.
- [79] R. Basan, D. Rubeša, M. Franulović, B. Križan: A novel approach to the estimation of strain life fatigue parameters. In: *Procedia Engineering* 2 (1), S. 417–426, 2010, DOI: 10.1016/j.proeng.2010.03.046.
- [80] M. Wächter, A. Esderts: On the estimation of cyclic material properties – Part 1: Quality of known estimation methods. In: *Materials Testing* 60 (10), S. 945–952, 2018, DOI: 10.3139/120.111236.
- [81] M. Wächter: Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien, Dissertation, Technische Universität Clausthal, Institut für Maschinelle Anlagen-technik und Betriebsfestigkeit, 2016.
- [82] R. Basan, D. Rubeša, M. Franulović, T. Marohnić: Some Considerations on the Evaluation of Methods for the Estimation of Fatigue Parameters from Monotonic Properties. In: *Procedia Engineering* 101, S. 18–25, 2015, DOI: 10.1016/j.proeng.2015.02.004.
- [83] W. Schütz: Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen. In: *Zeitung für Flugwissenschaften* 15, S. 407–419, 1967.
- [84] C. Boller, T. Seeger: *Materials data for cyclic loading - Part A bis E*, Amsterdam: Elsevier, 1987.
- [85] H. Berns, G. Siekmann: Ermüdung hochfester Vergütungsstähle bei +20 und -70°C. In: *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 55 (5), S. 235–240, 1984.
- [86] R. W. Landgraf: Cyclic Deformation and Fatigue Behavior of Hardened Steels. In: *T.&A.M. Report No. 32*, 1968.
- [87] K. Manigandan, T. S. Srivatsan, D. Tammana, B. Poorganji, V. K. Vasudevan: Influence of microstructure on strain-controlled fatigue and fracture behavior of ultra high strength alloy steel AerMet 100. In: *Materials Science and Engineering: A* 601, S. 29–39, 2014, DOI: 10.1016/j.msea.2014.01.094.
- [88] Maykuth, D. J.: *Aerospace Structural Metals Handbook*, Department of Defense, Army Materials and Mechanics Research Center., 1978.

-
- [89] J. Morrow: Low Cycle Fatigue Behaviour of Quenched and Tempered SAE 1045 Steel. In: *TAM Report No 277*, University of Illinois, 1965.
- [90] R. W. Smith, M. H. Hirschberg, S. S. Manson: Fatigue behavior of materials under strain cycling in low and intermediate life range. In: *NASA Technical Note D-1574*, 1963.
- [91] B. Tomkins: Fatigue failure in high strength metals. In: *Philosophical Magazine* 23 (183), S. 687–703, 1971, DOI: 10.1080/14786437108216414.
- [92] J. M. Waraniak: Cyclic Deformation and Fatigue Behaviour of Carburized Steel. In: *FCP Report No. 34*, University of Illinois, 1980.
- [93] M. Yu, D. Duquesnay, T. Topper: Notch fatigue behaviour of SAE1045 steel. In: *International Journal of Fatigue* 10 (2), S. 109–116, 1988, DOI: 10.1016/0142-1123(88)90038-2.
- [94] M. Köhler, S. Jenne, K. Pötter, H. Zenner: Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebsfestigkeit. 1. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2012, ISBN: 978-3-642-13163-9.
- [95] Norm: DIN 50100 (2022-12): Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile, DOI: 10.31030/3337109.
- [96] P. Yadegari, T. Schlitzer, M. Vormwald: Approximation of elastic-plastic local strains in surface-hardened notched components. In: *MATEC Web of Conference* 349 (Artikel 04008), 2021, DOI: 10.1051/mateconf/202134904008.
- [97] R. von Mises: Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. In: *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, S. 582–592, 1913.
- [98] M. Wächter, C. Müller, A. Esderts: Angewandter Festigkeitsnachweis nach FKM-Richtlinie - Kurz und bündig. 1. Auflage, Wiesbaden: Springer Fachmedien, 2017, ISBN: 978-3-658-17458-3.
- [99] T. Hertler: Rechnerischer Festigkeitsnachweis der Ermüdungstragfähigkeit vergüteter und ein-satzgehärteter Stirnräder, Dissertation, Technische Universität München, Fakultät für Maschinenwesen, 2003.
- [100] A. Sigwart, H. Zenner, M. Lambeck, U. Draugelates: Einfluß der Zerspannung auf die Bauteilbetriebsfestigkeit unter Berücksichtigung des Hartdrehens - FAT-Schriftenreihe Nr. 102, Frankfurt am Main, 1993.
- [101] W. Magin, F. Scholz, K. H. Kloos, H. Lippmann, G. Kuhn: Oberflächentechnischer Größeneinfluss - Einfluß des Nitrierens auf die Dauerfestigkeitseigenschaften eines Vergütungsstahles unter besonderer Berücksichtigung des Größeneinflusses, FKM-Abschlussbericht Nr. 96, FKM-Vorhaben Nr. 46, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 1981.
- [102] T. Bruder, T. Seeger: Lebensdauerberechnung für gekerbte Bauteile mit Randschicht und Eigen-spannungen, FKM-Abschlussbericht, FKM-Vorhaben Nr. 145-3, 1994.
- [103] U. Kleemann, H. Zenner, A. Esderts, A. Popp, U. Günther: Untersuchungen zum Einfluss der Bauteiloberfläche und -randschicht auf die Ermüdungsfestigkeit, FKM-Abschlussbericht Nr. 286, FKM-Vorhaben Nr. 257, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 2004.
-

- [104] P. Trubitz, T. Kaminsky, U. Brusky, B. Kaiser, J. Adelman: Lebensdauervorhersage nitrierter Proben mit Hilfe normierter Wöhlerstreubänder - Einfluß der Randschicht, FKM-Abschlussbericht Nr. 197, FKM-Vorhaben Nr. 160, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 1994.
- [105] T. Bruder, T. Seeger, K. H. Kloos: Entwicklung eines Konzeptes, das unter Einsatz der FE-, BE-Methoden die Lebensdauerberechnung von gekerbten, randschichtgehärteten Bauteilen ermöglicht - Randschichthärtung, FKM-Abschlussbericht Nr. 230, FKM-Vorhaben Nr. 179, Frankfurt am Main: VDMA-Verlag, 1997.
- [106] K. Lepper: Entwicklung einer Auslegungsmethodik für ermüdungsfeste Stahlbauteile unter Berücksichtigung von fertigungsabhängigen Werkstoffzuständen, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Institut für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde, 2016.
- [107] A. Cherif: Analyse und Beurteilung gekoppelter thermisch-mechanischer Prozesse zur Randschichtverfestigung, Dissertation, Universität Kassel, Forschungsberichte aus dem Institut für Werkstofftechnik, 2011.

Abbildungsverzeichnis

2.1:	Schematischer Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Hysterese und zugehörige Kennwerte (in Anlehnung an [8]).	6
2.2:	Beispiel einer Spannungs-Zeit-Folge und schematische Darstellung des resultierenden Spannungs-Dehnungs-Verlaufs unter Berücksichtigung des Masing-Memory-Verhaltens des Werkstoffs (in Anlehnung an [16]).	7
2.3:	Schematischer Verlauf der Dehnungswöhlerlinie und zugehörige Kennwerte (in Anlehnung an [8]).	8
2.4:	Schematischer Verlauf der (Nenn-)Spannungswöhlerlinie und zugehörige Kennwerte (in Anlehnung an [8]).	9
2.5:	Schematischer Verlauf der P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs (in Anlehnung an [1]).	12
2.6:	Schematischer Verlauf der P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs (in Anlehnung an [1]).	13
2.7:	Berechnungsablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises der FKM-Richtlinie Nichtlinear.	16
2.8:	Schemat. Darstellung eines Bauteils mit verfestigter Randschicht (in Anlehnung an [7]).	18
2.9:	2-Punkt-Modell nach Kullig (in Anlehnung an [61]).	19
2.10:	Schematische Darstellung zum Vergleich der Wöhlerlinien des Kernmaterials unter Luftatmosphäre und unter Vakuumbedingungen, Verschieben der Spannungswöhlerlinien in Anlehnung an [7].	20
3.1:	a) Technische Zeichnung der Hourglassproben, b) Beispiel einer Hourglassprobe aus X40CrMoV5-1.	21
3.2:	a) Technische Zeichnung der Kerbproben, b) Beispiel einer einsatzgehärteten Kerbprobe aus 16MnCr5.	23
3.3:	Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven der Zugversuche aller Werkstoffe.	26
3.4:	a) Servohydraulischer Prüfstand, b) Detailansicht einer eingebauten Werkstoffprobe.	28
3.5:	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.	30
3.6:	Zykl. Spannungs-Dehnungs-Kurven für X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.	30
3.7:	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für X50CrMoV5-3-1 [6].	31
3.8:	Dehnungswöhlerlinien: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.	31
3.9:	Dehnungswöhlerlinien für X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.	32
3.10:	Dehnungswöhlerlinie für X50CrMoV5-3-1 [6].	32

3.11: Detailansicht einer eingebauten Kerbprobe.	33
3.12: Spannungswöhlerlinien für 16MnCr5 einsatzgehärtet, Einsatzhärtetiefe CHD1, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$: a) Kerbradius R2, b) Kerbradius R4.	35
3.13: Spannungswöhlerlinien für 16MnCr5 einsatzgehärtet, Einsatzhärtetiefe CHD2, Kerbradius R4: a) Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, b) Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$	36
3.14: Vergleich der Spannungswöhlerlinien für 16MnCr5 einsatzgehärtet beider Einsatzhärtetiefen, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, Kerbradius R4.	36
3.15: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 induktivgehärtet, Einhärtetiefe SHD1, Kerbradius R4: a) Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, b) Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$	37
3.16: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 induktivgehärtet, Einhärtetiefe SHD2, Kerbradius R4: a) Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, b) Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$	37
3.17: Vergleich der Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 induktivgehärtet beider Einhärtetiefen, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, Kerbradius R4.	38
3.18: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 kugelgestrahlt, Strahlparameter D1, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$: a) Kerbradius R2, b) Kerbradius R4.	38
3.19: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 kugelgest., Kerbradius R4: a) Strahlparameter D1 beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$, b) Strahlparameter D2 beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$	39
3.20: Vergleich der Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 kugelgestrahlt beider Strahlparameter, Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$, Kerbradius R4.	39
3.21: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 vorver., $R_\sigma = -1$: a) Kerbradius R2, b) Kerbradius R4.	40
3.22: Spannungswöhlerlinien für 42CrMo4 vorvergütet: a) Kerbradius R4 beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = 0$, b) Vergleich der Spannungswöhlerlinien beider Kerbradien beim Spannungsverhältnis $R_\sigma = -1$	40
3.23: Exemplarische Darstellung einer typischen Bruchfläche beim einsatzgehärteten 16MnCr5 mit Bruchausgang von der Probenoberfläche ($S_a = 1027,95$ MPa, $N_A = 45$): a) Lichtmikroskopische Aufnahme, b) REM-Aufnahme.	41
3.24: Detailaufnahmen der Bruchfläche aus Abbildung 3.23: a) Interkristalliner Bruch am Bruchausgang, b) Duktiler Bruch im Kernbereich.	42
3.25: Exemplarische Darstellung einer typischen Bruchfläche beim einsatzgehärteten 16MnCr5 mit Bruchausgang im Probeninneren ($S_a = 511,34$ MPa, $N_A = 379809$): a) Lichtmikroskopische Aufnahme, b) REM-Aufnahme.	42
3.26: Detailaufnahmen der Bruchfläche aus Abbildung 3.25: a) Schwingstreifen am Bruchausgang, b) Schwingstreifen im Detail.	43
3.27: Exemplarische REM-Aufnahmen einer Bruchfläche beim induktivgehärteten 42CrMo4: a) Geringe experimentelle Lebensdauer $N_A = 249$ (bei $S_a = 1487,32$ MPa), b) Hohe experimentelle Lebensdauer $N_A = 444400$ (bei $S_a = 547,19$ MPa).	43

3.28: Exemplarische Aufnahmen einer Bruchfläche beim kugelgestrahlten 42CrMo4: a) Geringe experimentelle Lebensdauer $N_A = 295$ (bei $S_a = 1032,09$ MPa), b) Hohe experimentelle Lebensdauer $N_A = 289600$ (bei $S_a = 332,57$ MPa).	44
3.29: Exemplarische Aufnahmen einer Bruchfläche beim vorvergüteten 42CrMo4: a) Geringe experimentelle Lebensdauer $N_A = 309$ (bei $S_a = 986,16$ MPa), b) Hohe experimentelle Lebensdauer $N_A = 591499$ (bei $S_a = 366,27$ MPa).	44
4.1: Abgeschätzte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für die Werkstoffe: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.....	48
4.2: Abgeschätzte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.	48
4.3: Abgeschätzte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffs X50CrMoV5-3-1.	49
4.4: Zusammenhang zwischen Mittelspannungsempfindlichkeit und Zugfestigkeit. Vergleich der experimentell ermittelten Werte mit den Abschätzungen nach Werkstoffgruppe <i>Stahl</i> und <i>Höchstfester Stahl</i>	50
4.5: Abgeschätzte P_{RAM} -Wöhlerlinien für die Werkstoffe: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.	52
4.6: Abgeschätzte P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinien des Werkstoffs X40CrMoV5-1: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.	52
4.7: Abgeschätzte P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs X50CrMoV5-3-1.	53
4.8: Abgeschätzte P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie für die Werkstoffe: a) X3CrNiMoAl13-8-2, b) 100Cr6.....	54
4.9: Abgeschätzte P_{RAJ} -Wöhlerlinie des Werkstoffs X40CrMoV5-1 im Zustand: a) Blindgehärtet, b) Einsatzgehärtet.	54
4.10: Abgeschätzte P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs X50CrMoV5-3-1.	55
4.11: Vergleich der mit der Werkstoffgruppe „Höchstfester Stahl“ abgeschätzten Kennwerte zu den zugehörigen experimentellen Ergebnissen: a) Spannungsamplitude der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve, b) Lebensdauer gemäß P_{RAM} - bzw. P_{RAJ} -Wöhlerlinie.....	57
5.1: a) 2D-Ausschnitt des axialsymmetrischen Zweischicht-Modells und Spannungsverteilung aus einer elastizitätstheoretischen Finite-Elemente-Analyse, b) Schematische Darstellung des Näherungsverfahrens zur Abschätzung elastisch-plastischer Dehnungen an der kernseitigen Grenze (Punkt 4) und im Kerbgrund (Punkt 8).....	60
5.2: ε - ε -Diagramme der mit dem neuen Kerbnäherungsverfahren abgeschätzten Dehnungen über jene aus einer elastisch-plastischen FEA für die Nachweispunkte: a) Kerbgrund, b) kernseitige Grenze.....	64
5.3: Beispiel Druckeigenspannungen in der Randschicht: a) Absenkung einer örtlichen elastisch-plastischen Dehnungsumkehrpunktfolge des Nachweispunktes im Kerbgrund, b) Schematische Darstellung der Absenkung einer örtlichen Hysterese und Verminderung der Mittelspannung.	66

5.4:	Schematische Darstellung zum Vergleich der Wöhlerlinien des Kernmaterials unter Luftatmosphäre und unter Vakuumbedingungen: a) Verschieben der Spannungswöhlerlinie nach [7], b) Verschieben der Schädigungsparameterwöhlerlinie gemäß Modell „Dicke Randschicht“.....	67
5.5:	Berechnungsablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für randschichtbehaftete Bauteile auf Basis des erweiterten Vorgehens der FKM-Richtlinie Nichtlinear.	68
5.6:	<i>N-N</i> -Diagramm der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 1.	71
5.7:	<i>N-N</i> -Diagramme der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 2: a) Anrissort entspricht experimentellen Befund, b) Versagensausgang durch Algorithmus bestimmt.....	72
5.8:	<i>N-N</i> -Diagramme der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 2. Versagensausgang durch Algorithmus bestimmt und unter Verwendung des Vakuumfaktors. a) Mit Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50 \%$, b) Mit Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 2,5 \%$ unter Verwendung des Faktors $f_{2,5\%}$	73
5.9:	<i>N-N</i> -Diagramme der rechnerischen Lebensdauer im Vergleich zur experimentellen für Bauteile mit Randschicht TYP 2. Versagensausgang durch Algorithmus bestimmt, Verwendung des Vakuumfaktors, Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A = 50 \%$: a) Unter Vernachlässigung von Versuchsreihen mit unbekannter Eigenspannung und/oder Rauheit, b) Unter Verwendung der Abschätzmethode für höchstfeste Stähle bei höherfesten Randschichten.	74
A.1:	Härtetiefenverlauf einer Stichprobe der einsatzgehärt. Werkstoffproben aus X40CrMoV5-1.	94
A.2:	Härtetiefenverlauf der einsatzgehärteten Kerbproben aus 16MnCr5 mit Härtetiefe: a) CHD1, b) CHD2.	94
A.3:	Härtetiefenverlauf der induktivgehärteten Kerbproben aus 42CrMo4 mit Härtetiefe: a) SHD1, b) SHD2.....	95
A.4:	Härtetiefenverlauf der kugelgestrahlten Kerbproben aus 42CrMo4 mit Strahlparameter: a) D1, b) D2.....	95
A.5:	Härtetiefenverlauf der vorvergütet. Kerbproben aus 42CrMo4 mit Kerbradius: a) R2, b) R4.....	96
A.6:	Metallografische Schliffe des einsatzgehärteten 16MnCr5 im Querschliff.	96
A.7:	Metallografische Schliffe des induktivgehärteten 42CrMo4 im Längsschliff.	97
A.8:	Metallografische Schliffe des kugelgestrahlten 42CrMo4 im Längsschliff.....	97
A.9:	Metallografische Schliffe des vorvergüteten 42CrMo4 im Längsschliff.	97

Tabellenverzeichnis

3.1: Oberflächenhärte der Werkstoffproben aus hoch- und höchstfesten Stählen als Mittelwert von je drei Messungen.....	23
3.2: Härte und Einhärtetiefe der randschichtbehandelten Kerbproben.....	24
3.3: Gemittelte Rautiefe R_z der Kerbproben als Mittelwert aller Proben der jeweiligen Charakterisierung.....	25
3.4: Ergebnisse der Eigenspannungsanalysen an Werkstoffproben aus X3CrNiMoAl13-8-2 und 100Cr6.....	25
3.5: Ergebnisse der röntgenografischen Eigenspannungsanalysen an randschichtbehandelten Kerbproben.....	26
3.6: Quasistatische Werkstoffkennwerte der hoch- und höchstfesten Stähle als Mittelwert von je drei Messungen.....	27
4.1: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve.....	47
4.2: Experimentell ermittelte Mittelspannungsempfindlichkeiten.....	49
4.3: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit.....	50
4.4: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der P_{RAM} -Schädigungsparameterwöhlerlinie.....	51
4.5: Berechnungsgrößen für die Abschätzung der P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie.....	53
4.6: Versuchsdatenbank mit experimentellen Untersuchungen zur Schwingfestigkeit hoch- und höchstfester Stähle.....	56
5.1: Versuchsdatenbank mit experimentellen Untersuchungen zur Schwingfestigkeit bauteil-ähnlicher Proben verschiedener Randschicht- und Oberflächenbehandlungsverfahren.....	70
A.1: Chemische Zusammensetzung der untersuchten hoch- und höchstfesten Stähle.....	93
A.2: Chem. Zusammensetzung der Werkstoffe, die zur Fertigung randschichtverfestigter Kerbproben genutzt wurden.....	93
B.1: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit X3CrNiMoAl13-8-2.....	98
B.2: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit 100Cr6.....	99
B.3: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit X40CrMoV5-1 blindgehärtet.....	99
B.4: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit X40CrMoV5-1 einsatzgehärtet.....	100
B.5: Ergebnisse der Bauteilversuche mit einsatzgehärtetem 16MnCr5, CHD1 R2.....	101
B.6: Ergebnisse der Bauteilversuche mit einsatzgehärtetem 16MnCr5, CHD1 R4.....	101
B.7: Ergebnisse der Bauteilversuche mit einsatzgehärtetem 16MnCr5, CHD2 R4.....	102

B.8: Ergebnisse der Bauteilversuche mit induktivgehärtetem 42CrMo4, SHD1 R4.	103
B.9: Ergebnisse der Bauteilversuche mit induktivgehärtetem 42CrMo4, SHD2 R4.	104
B.10: Ergebnisse der Bauteilversuche mit kugelgestrahltem 42CrMo4, D1 R2.	104
B.11: Ergebnisse der Bauteilversuche mit kugelgestrahltem 42CrMo4, D1 R4.	105
B.12: Ergebnisse der Bauteilversuche mit kugelgestrahltem 42CrMo4, D2 R4.	106
B.13: Ergebnisse der Bauteilversuche mit vorvergütetem 42CrMo4, VVG R2.	106
B.14: Ergebnisse der Bauteilversuche mit vorvergütetem 42CrMo4, VVG R4.	107

Anhang

A. Ergänzungen zur Grundcharakterisierung

A.1. Chemische Zusammensetzung

Die chemische Zusammensetzung der geprüften Werkstoff- und Kerbproben wurde extern mittels Spektralanalyse ermittelt. In Tabelle A.1 ist die chemische Zusammensetzung der untersuchten hoch- und höchstfesten Stähle angegeben.

Tabelle A.1: Chemische Zusammensetzung der untersuchten hoch- und höchstfesten Stähle.

Werkstoff	Chemische Zusammensetzung in %									
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	V
X3CrNiMoAl13-8-2	0,025	0,02	0,07	0,01	0,004	12,53	2,112	8,42	1,14	0,041
100Cr6	1,001	0,24	0,28	0,012	0,005	1,39	0,043	0,14	0,025	0,006
X40CrMoV5-1 blindg.	0,41	0,86	0,40	0,015	0,003	5,04	1,377	0,10	0,026	0,9
X50CrMoV5-3-1 [6]	0,5	0,21	0,27	0,005	0,001	4,43	2,96	0,007	N/A	0,59

Die chemische Zusammensetzung der untersuchten Werkstoffe, die zur Fertigung randschichtverfestigter Kerbproben genutzt wurden, wurde an Zugproben bestimmt, die identische Wärmebehandlungen wie die bauteilähnlichen Proben durchlaufen haben, siehe Tabelle A.2.

Tabelle A.2: Chem. Zusammensetzung der Werkstoffe, die zur Fertigung randschichtverfestigter Kerbproben genutzt wurden.

Werkstoff	Chemische Zusammensetzung in %							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	
42CrMo4 vorvergütet	0,49	0,38	0,80	0,001	0,030	1,23	0,22	
42CrMo4 induktivgehärtet	0,47	0,38	0,80	0,001	0,030	1,24	0,22	
16MnCr5 blindgehärtet	0,20	0,12	1,38	0,015	0,028	1,10	0,20	
16MnCr5 einsatzgehärtet	1,00	0,11	1,13	0,017	0,031	1,00	1,00	

A.2. Härtetiefenverläufe

Wie in Kapitel 3.1.1 erwähnt, wurde der Werkstoff X40CrMoV5-1 neben dem blindgehärteten auch im einsatzgehärteten Zustand untersucht, um die Zugfestigkeit auf bis zu 2400 MPa zu steigern. Bei der Wärmebehandlung wurde hierbei eine Aufkohlungstiefe von 0,8 bis 1,0 mm vorgegeben. Die Härtetiefe liegt gemäß DIN EN ISO 18203 [57] bei einer Grenzhärte GH vor, die für das Fertigungsverfahren des Einsatzhärtens bei $GH = 550 \text{ HV } 1$ definiert ist. Abbildung A.1 zeigt den Härtetiefenverlauf einer einsatzgehärteten Werkstoffprobe aus X40CrMoV5-1, wobei eine Oberflächenhärte von 734 HV 1 und eine Grenzhärte von $GH = 587 \text{ HV } 1$ ermittelt wurden. Gemäß der DIN EN ISO 18203 [57] können diese

einsatzgehärteten Werkstoffproben jedoch als durchgehärtet angesehen werden: Die Bedingung, dass die gehärteten Schichten eine Dicke von mehr als 0,3 mm betragen sollen, ist zwar erfüllt, jedoch wird in einem Abstand von dem Dreifachen der Einhärtungstiefe keine Härte erreicht, die um 100 HV 1 geringer ausfällt als die Grenzhärte. Selbst in einem Abstand von 2,5 mm zur Probenoberfläche (und somit in der Probenmitte) beträgt die Härte mit 571 HV1 deutlich mehr als die geforderten 487 HV 1. Des Weiteren weisen die Werkstoffproben im blindgehärteten Zustand mit 613 HV 10 bereits eine sehr hohe Grundhärte vor.

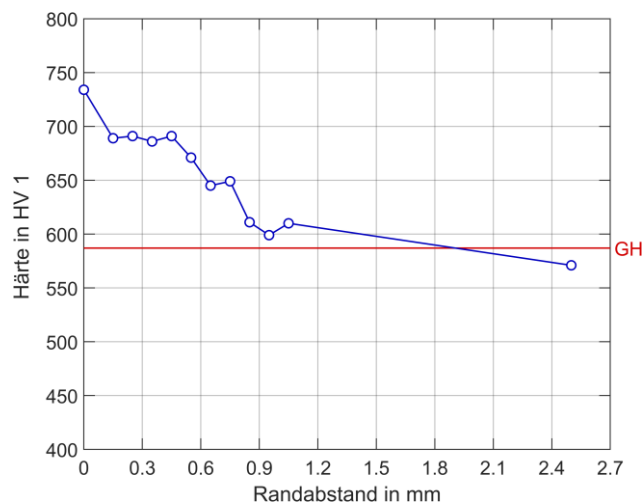


Abbildung A.1: Härtetiefenverlauf einer Stichprobe der einsatzgehärteten Werkstoffproben aus X40CrMoV5-1.

Die Härtetiefenverläufe der bauteilähnlichen Proben aus Kapitel 3.1.2 wurden für alle Randschichtzustände stichprobenartig an Längs- oder Querschliffen im Kerbbereich extern bei Forschungspartnern bestimmt. Bei den einsatzgehärteten Kerbproben aus 16MnCr5 wurden zwei Einsatzhärtetiefen *CHD1* und *CHD2* untersucht. Im Mittel wurde für den Zustand *CHD1* eine Einsatzhärtetiefe von 0,82 mm bis 0,83 mm bei einer Randhärte von 725 HV 1 bis 744 HV 1 und einer Kernhärte von 350 HV 1 bestimmt (Soll-Wert: 0,87 mm). Ein zugehöriger Härtetiefenverlauf ist exemplarisch in Abbildung A.2 a) dargestellt. Bei *CHD2* liegt die Einsatzhärtetiefe gemittelt bei 1,38 mm (Soll-Wert: 1,48 mm) mit einer Randhärte von 756 HV 1 und einer Kernhärte von 350 HV 1. Abbildung A.2 b) zeigt den zugehörigen Härtetiefenverlauf.

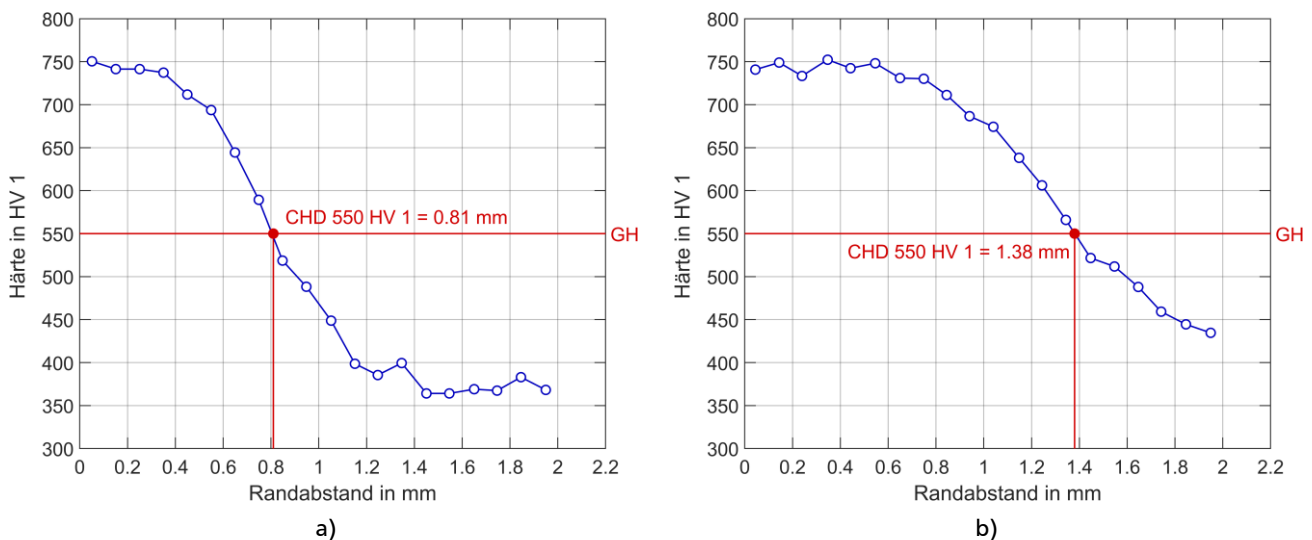


Abbildung A.2: Härtetiefenverlauf der einsatzgehärteten Kerbproben aus 16MnCr5 mit Härtetiefe: a) CHD1, b) CHD2.

Die induktivgehärteten Kerbproben aus 42CrMo4 wurden mit den Einhärtetiefen *SHD1* und *SHD2* untersucht. Nach DIN EN ISO 18203 ist die Härtetiefe bei einer Grenzhärte definiert, die 80 % des Mindestwerts der vorgegebenen Oberflächenhärte in HV 1 (hier: 440 HV 1) entspricht [57]. Beim Zustand *SHD1* liegt eine Einhärtetiefe von ca. 0,33 mm bei einer Randhärte von 500 HV 1 und einer Kernhärte von 344 HV 1 vor (Soll-Wert: 0,4 mm), siehe Abbildung A.3 a). Bei der dickeren Randschicht *SHD2* erreicht die Messtiefe nicht die zugehörige Grenzhärte, wie in Abbildung A.3 b) zu erkennen ist. Als Einhärtetiefe wird der Soll-Wert von 1,6 mm bei einer Randhärte von ca. 600 HV 1 angenommen.

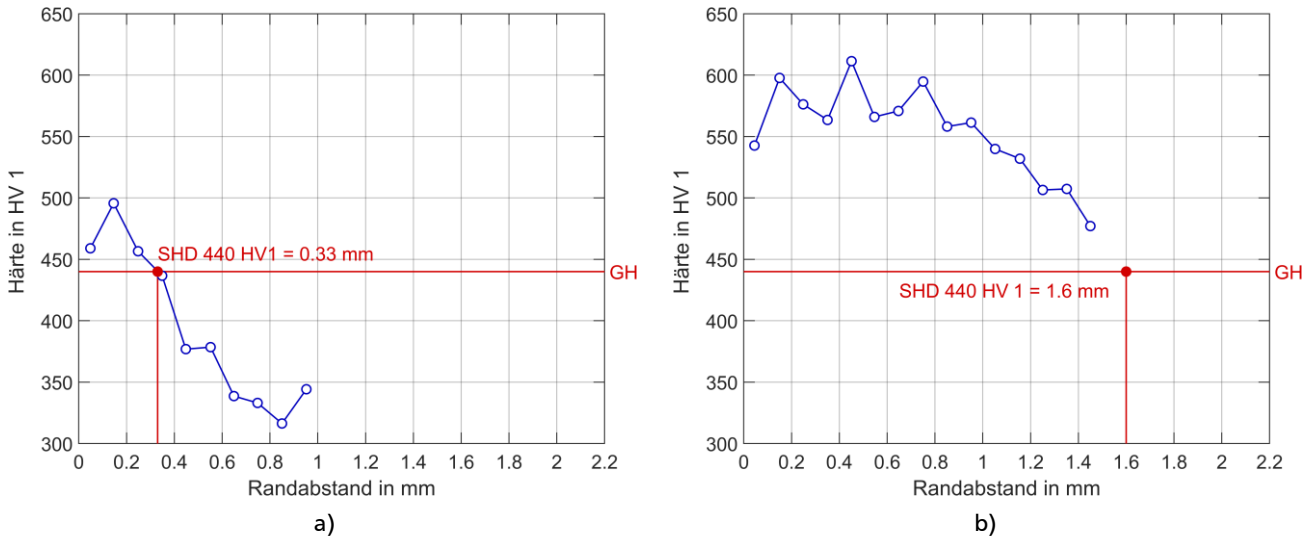


Abbildung A.3: Härtetiefenverlauf der induktivgehärteten Kerbproben aus 42CrMo4 mit Härtetiefe: a) SHD1, b) SHD2.

In Abbildung A.4 sind die Härtetiefenverläufe der kugelgestrahlten Kerbproben aus 42CrMo4 für beide Strahlparameter *D1* und *D2* dargestellt. Wie zu erkennen ist, liegt über den gesamten Querschnitt eine weitgehend gleichbleibende Härte im Bereich von 330 HV 1 bis 360 HV 1 vor. Des Weiteren sind beide Härtetiefenverläufe um eine Härtemessung an der Oberfläche der Proben in HV 10 ergänzt. Eine Härtesteigerung der Randschicht durch das Kugelstrahlen ist somit nicht feststellbar.

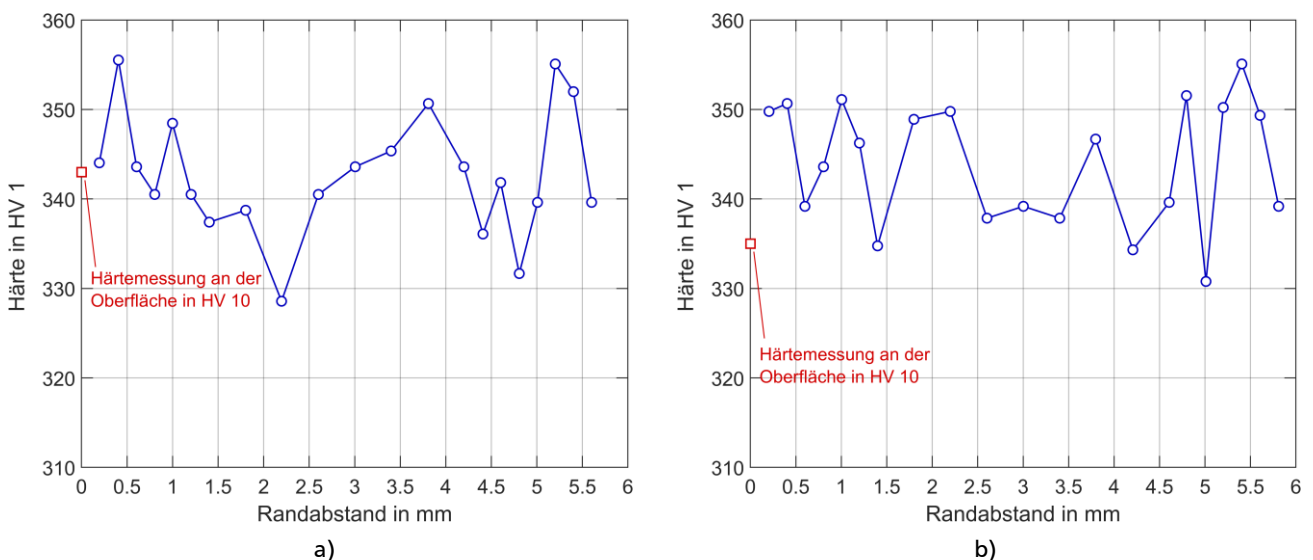


Abbildung A.4: Härtetiefenverlauf der kugelgestrahlten Kerbproben aus 42CrMo4 mit Strahlparameter: a) D1, b) D2.

Die Härtetiefenverläufe der vorvergüteten Kerbproben aus 42CrMo4 sind für beide Kerbradien in Abbildung A.5 dargestellt. Die Härte ist jeweils über den gesamten Querschnitt vorwiegend konstant in einem Bereich zwischen 330 HV1 und 365 HV 1 für R2 sowie zwischen 320 HV1 und 345 HV 1 für R4.

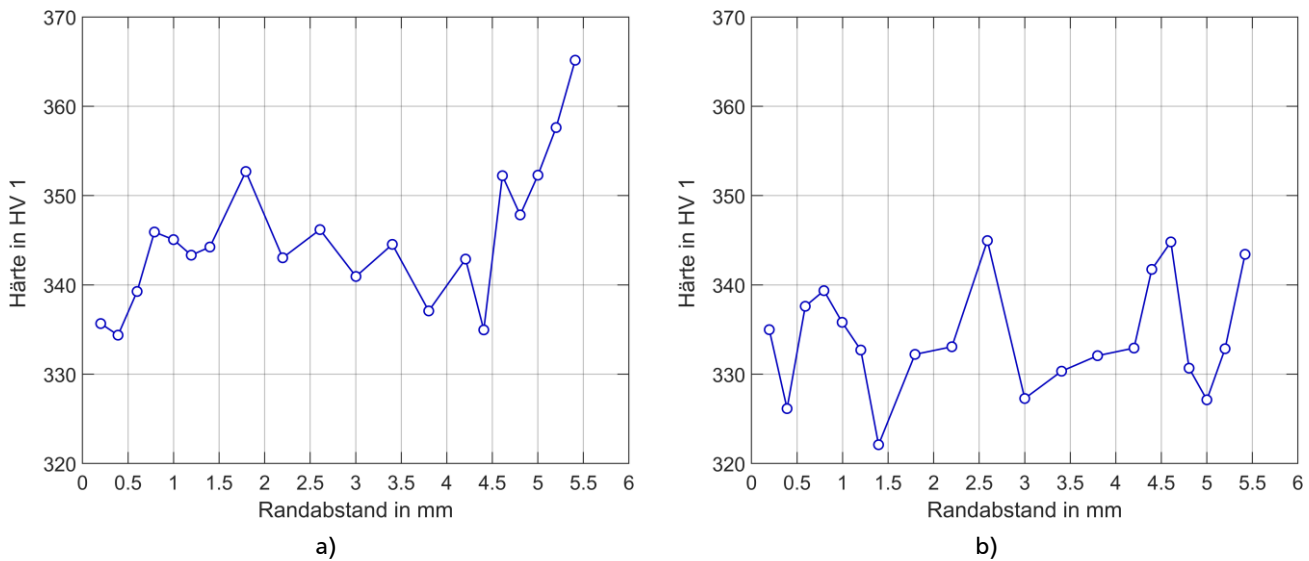
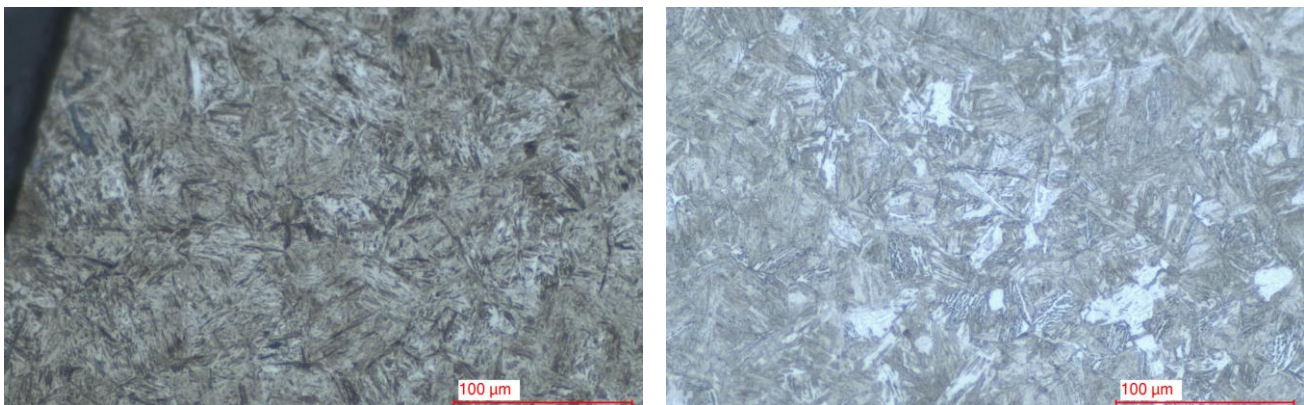


Abbildung A.5: Härtetiefenverlauf der vorvergüteten Kerbproben aus 42CrMo4 mit Kerbradius: a) R2, b) R4.

A.3. Gefügeanalysen

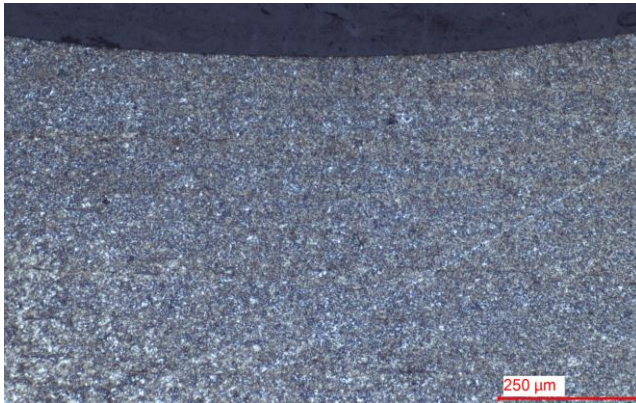
In Abbildung A.6 bis Abbildung A.9 sind die extern durchgeführten metallographischen Schlitte (geätzt, Nital 3 %) der randschichtbehandelten Kerbproben dargestellt. Hierbei wurde jeweils der Rand- sowie Kernbereich der Proben untersucht und das Gefüge bestimmt. Wie zu erkennen ist, liegt bei den einsatzgehärteten Proben aus 16MnCr5 sowie den induktivgehärteten Proben aus 42CrMo4 im Randbereich ein Härtinggefüge (Martensit) vor und im Kernbereich Vergütungsgefüge (Bainit). Letzteres ist bei den kugelgestrahlten Proben aus 42CrMo4 im Rand- sowie im Kernbereich vorzufinden, womit ebenfalls keine Einhärtung feststellbar ist. Die vorvergüteten Proben aus 42CrMo4 weisen über den gesamten Querschnitt Vergütungsgefüge (Bainit) vor.



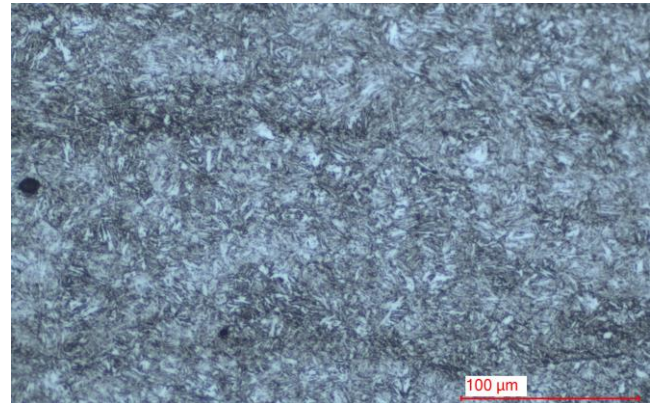
a) Randbereich: Härtinggefüge (Martensit)

b) Kernbereich: Vergütungsgefüge (Bainit)

Abbildung A.6: Metallografische Schlitte des einsatzgehärteten 16MnCr5 im Querschliff.

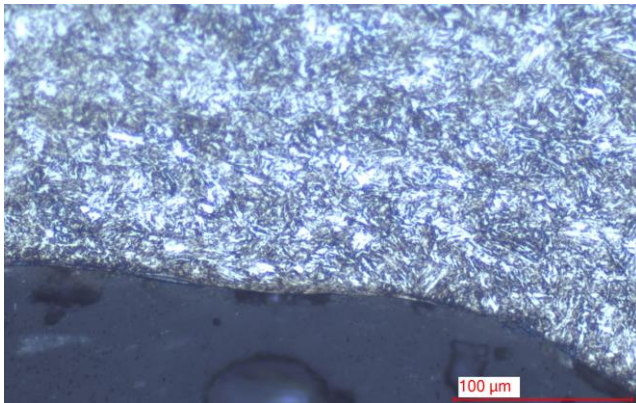


a) Randbereich: Härtingsgefüge (Martensit)

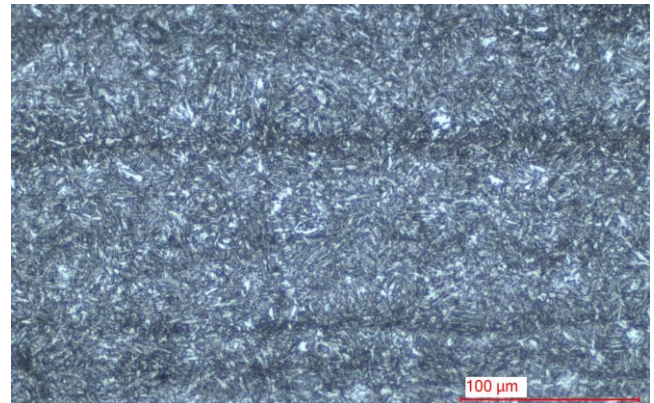


b) Kernbereich: Vergütungsgefüge (Bainit)

Abbildung A.7: Metallografische Schlitte des induktivgehärteten 42CrMo4 im Längsschliff.

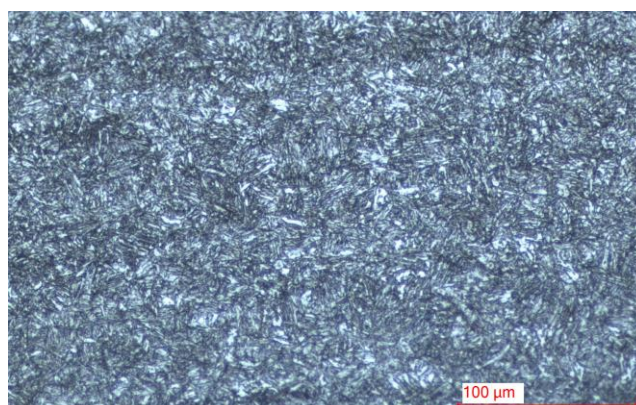


a) Randbereich: Vergütungsgefüge (Bainit)



b) Kernbereich: Vergütungsgefüge (Bainit)

Abbildung A.8: Metallografische Schlitte des kugelgestrahlten 42CrMo4 im Längsschliff.



Vergütungsgefüge (Bainit)

Abbildung A.9: Metallografische Schlitte des vorvergüteten 42CrMo4 im Längsschliff.

B. Ergänzungen zu den Versuchsergebnissen

B.1. Schwingfestigkeitsversuche mit Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen

Folgend sind die Ergebnisse der dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuche an Werkstoffproben aus den untersuchten hoch- und höchstfesten Stählen tabellarisch für alle Einzelversuche angegeben.

Tabelle B.1: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit X3CrNiMoAl13-8-2.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Dehnungsverhältnis R_ϵ	Prüffrequenz f in Hz	Dehnungsamplitude ϵ_a in %	Spannungsamplitude σ_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B
15	5,03	195928	-1	6,5	0,28	531	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
4	5,06	199589	-1	8,0	0,33	602	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
19	5,00	197150	-1	6,5	0,37	747	653704	661826
12	5,03	194695	-1	2,0	0,40	758	43263	56094
18	5,05	193269	-1	2,0	0,40	789	128536	128579
16	5,06	196515	-1	0,1	0,44	867	76211	76739
10	5,06	193452	-1	1,5	0,48	920	18379	30446
14	5,03	195639	-1	1,0	0,58	1116	9854	12791
8	5,06	193582	-1	1,0	0,70	1242	3904	3993
17	5,03	198665	-1	0,8	0,76	1400	932	2718
9	5,01	197490	-1	0,5	0,84	1440	491	607
4	5,06	188762	-1	0,8	0,87	1398	1135	1135
5	5,01	197984	-1	0,5	1,00	1496	312	375
11	5,04	192991	-1	0,2	1,21	1525	105	131
6	5,01	200587	-1	0,2	1,45	1582	56	69
7	5,01	197952	-1	0,1	1,74	1578	34	39
13	5,05	195435	-1	0,1	2,08	1560	34	42
21	5,00	196798	-1	0,1	2,50	1639	20	23
29	5,00	194689	-0,5	1,0	0,37	724	239995	240444
30	5,04	195355	-0,5	2,0	0,44	864	45852	47022
28	5,03	197560	-0,5	2,0	0,48	939	27192	28118
26	5,02	193801	-2	2,0	0,44	883	138215	141240
23	5,04	195589	-2	1,5	0,48	955	71911	90200
25	5,05	195896	-2	1,0	0,58	1140	15000	15180
27	5,01	199860	-2	1,0	0,70	1262	7930	57757
36	5,04	198277	$-\infty$	5,0	0,36	732	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
38	4,99	201270	$-\infty$	5,0	0,42	868	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
37	5,02	210088	$-\infty$	10,0	0,45	949	836762	2000000
35	5,04	197451	0	5,0	0,26	510	1754968	2000000
34	5,02	198841	0	3,0	0,31	606	229764	236599
33	4,99	196223	0	10,0	0,38	719	18649	21804
36	5,03	200342	0	1,0	0,38	732	17343	17971

B.1. Schwingfestigkeitsversuche mit Werkstoffproben aus höchstfesten Stählen

Tabelle B.2: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit 100Cr6.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Dehnungsverhältnis R_ϵ	Prüffrequenz f in Hz	Dehnungsamplitude ϵ_a in %	Spannungsamplitude σ_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B
18	5,07	210741	-1	5,0	0,28	587	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
20	5,09	213395	-1	3,0	0,40	851	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
38	5,15	208020	-1	9,0	0,48	996	51503	51503
19	5,09	210438	-1	10,0	0,48	980	295340	295340
17	5,07	210300	-1	2,0	0,58	1231	12209	12209
14	5,06	208788	-1	0,5	0,70	1360	4567	4567
16	5,08	212929	-1	0,5	0,84	1511	1080	1080
18	5,07	210757	-1	0,5	0,84	1475	1217	1217
15	5,08	212021	-1	0,5	1,00	1591	650	650
26	5,08	209245	-1	0,3	1,21	1675	300	300
25	5,07	212314	-1	-	1,21		Erstbelastungsbruch	
21	5,10	209698	-1	0,3	1,45	1869	62	62
30	5,05	210179	-1	0,3	1,45	1892	39	39
23	5,11	211956	-1	-	1,74		Erstbelastungsbruch	
24	5,12	210889	-1	-	1,74		Erstbelastungsbruch	
28	5,14	211325	-1	-	1,74		Erstbelastungsbruch	
37	5,09	212249	-0,5	1,0	0,48	1016	3641	3641
45	5,08	211750	-0,5	3,0	0,48	999	10355	10355
36	5,06	212169	-0,5	1,0	0,70	1366	1120	1120
41	5,12	210562	-0,5	0,5	0,84	1474	509	509
40	5,12	208522	-2	1,0	0,48	1007	340052	340052
42	5,14	210992	-2	1,0	0,70	1361	3351	3351
34	5,09	209693	-2	0,5	1,00	1566	744	744
35	5,12	211598	-2	-	1,00		Erstbelastungsbruch	
33	5,13	212805	-2	0,3	1,45	1877	85	85

Tabelle B.3: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit X40CrMoV5-1 blindgehärtet.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Dehnungsverhältnis R_ϵ	Prüffrequenz f in Hz	Dehnungsamplitude ϵ_a in %	Spannungsamplitude σ_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B
8	5,05	214453	-1	8,0	0,41	878	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
11	5,07	213508	-1	10,0	0,51	1068	189832	189832
7	5,05	214743	-1	4,0	0,64	1371	10384	10384
5	5,05	213242	-1	2,0	0,80	1619	3618	3618
4	5,08	211553	-1	1,0	1,00	1830	735	735

B. Ergänzungen zu den Versuchsergebnissen

Fortsetzung von Tabelle B.3

Nr.	d in mm	E in MPa	R_ϵ	f in Hz	ϵ_a in %	σ_a in MPa	N_A	N_B
6	5,12	213857	-1	1,0	1,21	1950	338	338
9	5,04	215603	-1	0,5	1,52	2064	205	205
10	4,99	214050	-1	0,5	1,89	2078	65	65
8	5,05	214453	-1	0,5	2,37	2231	52	52
12	5,08	214172	-1	0,1	2,96	2267	20	20
16	5,09	214177	-0,5	4,0	0,64	1348	9040	9040
14	5,07	212530	-0,5	1,0	0,80	1623	1666	1666
13	5,07	212959	-0,5	0,5	1,00	1816	537	537
17	5,04	214921	0,5	0,5	1,21	1949	358	358
15	5,06	214320	-2	8,0	0,64	1366	90853	90853
21	5,02	215931	-2	2,0	0,80	1644	5251	5251
18	5,07	215717	-2	2,0	1,00	1856	1036	1036
20	5,06	214665	-2	1,0	1,21	1994	396	396

Tabelle B.4: Ergebnisse der Werkstoffversuche mit X40CrMoV5-1 einsatzgehärtet.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Dehnungsverhältnis R_ϵ	Prüffrequenz f in Hz	Dehnungsamplitude ϵ_a in %	Spannungsamplitude σ_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B
8	5,06	214725	-1	8,0	0,33	745	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
12	5,10	212903	-1	10,0	0,41	835	674367	674367
10	5,07	215557	-1	10,0	0,51	1101	21810	21810
7	5,09	212277	-1	4,0	0,64	1392	13535	13535
5	5,04	214186	-1	2,0	0,80	1674	2342	2342
4	5,10	214466	-1	1,0	1,00	1918	400	400
6	5,05	215937	-1	1,0	1,28	2090	172	172
11	5,05	213000	-1	1,0	1,42	2164	99	99
9	5,04	215748	-1	0,1	1,60	2234	20	20
8	5,06	214725	-1	0,1	2,50	2456	13	13
15	5,05	216028	-0,5	4,0	0,51	1100	10656	10656
14	5,05	213898	-0,5	1,0	0,80	1676	1327	1327
13	5,07	212349	-0,5	0,5	1,00	1889	227	227
20	5,08	211822	-0,5	0,5	1,28	2064	104	104
17	5,00	213529	-2	8,0	0,51	1107	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
19	5,07	214622	-2	5,0	0,80	1659	12526	12526
18	5,04	211604	-2	2,0	1,00	1906	788	788
17	5,00	213529	-2	1,0	1,42	2168	230	230

B.2. Schwingfestigkeitsversuche mit randschichtbehandelten bauteilähnlichen Proben

Folgend sind die Ergebnisse der kraftgeregelten Schwingfestigkeitsversuche an randschichtbehandelten bauteilähnlichen Proben tabellarisch für alle Einzelversuche angegeben.

Tabelle B.5: Ergebnisse der Bauteilversuche mit einsatzgehärtetem 16MnCr5, CHD1 R2.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
29	6,01	210742	-1	10,0	452,11		Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
28	6,01	209962	-1	8,0	480,81		Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
26	6,01	216778	-1	6,0	511,34	379809	433254	Kernanriss
27	6,01	210840	-1	2,0	542,15	129977	129977	Kernanriss
17	6,02	208210	-1	10,0	575,06	39787	41011	Kernanriss
25	6,00	206171	-1	1,0	613,66	30263	32484	Kernanriss
23	6,02	213261	-1	2,0	648,21	14966	16345	Kernanriss
36	6,02	208856	-1	1,0	688,96	12283	13207	Kernanriss
30	6,02	210132	-1	4,0	732,63	4013	4117	Kernanriss
39	6,01	209331	-1	4,0	828,17	3570	3769	Randanriss
14	6,02	199521	-1	0,3	877,98	1020	1044	Randanriss
40	6,01	212902	-1	1,0	879,93	2343	2766	Randanriss
29	6,01	210999	-1	1,0	907,39	730	735	Randanriss
28	6,01	209082	-1	1,0	935,89	301	312	Randanriss
33	6,01	205632	-1	0,5	993,31	201	239	Randanriss
9	5,99	208767	-1	0,1	1027,95	45	45	Randanriss

Tabelle B.6: Ergebnisse der Bauteilversuche mit einsatzgehärtetem 16MnCr5, CHD1 R4.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
70	5,99	204069	-1	5,0	525,67		Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
63	6,00	202122	-1	10,0	550,68		Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)	
69	6,00	204110	-1	10,0	578,26	105429	105429	Kernanriss
71	6,00	202661	-1	10,0	601,64	67945	67945	Kernanriss
50	6,00	214362	-1	4,0	650,40	73950	73950	Kernanriss
58	6,01	209739	-1	0,5	682,14	22564	22564	Kernanriss
72	6,00	206442	-1	10,0	717,97	23166	23166	Kernanriss
77	6,02	203042	-1	2,0	761,48	3430	3430	Kernanriss
55	6,01	201255	-1	1,0	762,32	7364	7364	Kernanriss

B. Ergänzungen zu den Versuchsergebnissen

Fortsetzung von Tabelle B.6

Nr.	d in mm	E in MPa	R_{σ}	f in Hz	S_a in MPa	N_A	N_B	Versagen
62	6,00	214537	-1	3,0	803,91	4176	4176	Randanriss
53	6,01	209068	-1	2,0	841,42	4879	4879	Randanriss
66	6,00	204760	-1	0,5	886,32	3116	3116	Randanriss
54	6,00	211756	-1	0,5	930,53	1117	1117	Randanriss
52	5,99	210460	-1	0,5	980,48	404	404	Randanriss
75	6,00	211052	-1	0,5	995,29	1476	1476	Randanriss
74	6,03	212586	-1	0,5	1002,59	31	31	Randanriss

Tabelle B.7: Ergebnisse der Bauteilversuche mit einsatzgehärtetem 16MnCr5, CHD2 R4.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_{σ}	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
121	5,99	201777	-1	10,0	410,42	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
101	6,00	199584	-1	10,0	439,27	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
110	6,01	201528	-1	8,0	459,50	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
103	6,02	199750	-1	10,0	481,32	555371	555371	Kernanriss
119	6,00	202035	-1	10,0	484,54	256274	261478	Kernanriss
117	6,00	213927	-1	8,0	508,59	481465	481465	Kernanriss
126	5,99	200796	-1	10,0	509,72	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
115	6,02	216840	-1	8,0	531,10	132735	132735	Kernanriss
124	6,00	214602	-1	5,0	588,22	100493	100493	Kernanriss
116	6,03	213235	-1	5,0	612,77	20497	20497	Kernanriss
102	5,99	209665	-1	5,0	650,80	23856	26644	Randanriss
123	5,99	208730	-1	3,0	718,24	7895	8821	Randanriss
121	6,68	203957	-1	1,0	737,02	2057	2057	Randanriss
107	6,04	206918	-1	3,0	741,64	5428	5428	Randanriss
108	6,01	212675	-1	2,0	787,30	1969	1969	Randanriss
110	6,01	201528	-1	1,0	954,92	1211	1211	Randanriss
126	5,99	200381	-1	1,0	992,50	565	565	Randanriss
101	6,02	199110	-1	1,0	1001,29	30	30	Randanriss
135	6,03	200285	0	10,0	280,48	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
104	6,04	208356	0	10,0	293,52	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
120	6,03	212520	0	8,0	309,20	65622	65622	Randanriss
147	6,02	203369	0	10,0	310,23	26696	26696	Randanriss
112	6,01	207301	0	10,0	326,77	77695	77695	Kernanriss
151	6,03	210739	0	8,0	341,09	152894	152894	Kernanriss
111	6,02	217206	0	4,0	359,06	13459	13459	Randanriss
125	6,02	211257	0	5,0	376,98	13232	13232	Randanriss

Fortsetzung von Tabelle B.7

Nr.	d in mm	E in MPa	R_σ	f in Hz	S_a in MPa	N_A	N_B	Versagen
132	6,02	211519	0	2,0	395,95	3937	3937	Randanriss
122	6,01	210421	0	5,0	416,55	4359	4359	Randanriss
140	6,03	207264	0	2,0	434,91	2275	2275	Randanriss
118	6,01	212442	0	2,0	460,01	4712	4712	Randanriss
136	6,02	208389	0	2,0	481,32	1245	1245	Randanriss
100	6,01	203804	0	10,0	506,90	2452	2452	Randanriss
104	6,04	208769	0	0,5	527,00	43	43	Randanriss

Tabelle B.8: Ergebnisse der Bauteilversuche mit induktivgehärtetem 42CrMo4, SHD1 R4.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
3	5,99	212622	-1	8,0	421,22	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
19	6,00	209859	-1	10,0	479,06	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
14	5,99	213804	-1	1,0	547,19	444400	444400	Randanriss
12	5,98	208840	-1	5,0	625,23	60118	60118	Randanriss
6	5,99	208199	-1	2,0	711,49	13267	13267	Randanriss
4	5,99	210898	-1	2,0	810,85	6603	6603	Randanriss
1	5,99	208564	-1	1,0	925,44	1848	1848	Randanriss
5	5,98	207051	-1	2,0	1058,64	690	690	Randanriss
3	5,99	212622	-1	0,5	1201,55	218	218	Randanriss
15	5,99	207949	-1	1,0	1369,76	52	52	Randanriss
19	6,00	209859	-1	0,1	1451,69	15	15	Randanriss
8	5,99	212544	0	8,0	369,00	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
7	5,99	208448	0	1,0	421,22	591379	591379	Randanriss
13	5,99	210085	0	10,0	480,12	105902	105902	Randanriss
21	5,99	211286	0	10,0	546,58	32676	32676	Randanriss
20	5,99	214040	0	1,0	624,54	7262	7262	Randanriss
18	5,99	213623	0	1,0	711,49	1629	1629	Randanriss
10	6,00	211623	0	0,5	742,72	539	539	Randanriss
8	5,99	212544	0	0,5	770,96	127	127	Randanriss
9	5,99	212437	0	0,1	776,28	58	58	Randanriss

B. Ergänzungen zu den Versuchsergebnissen

Tabelle B.9: Ergebnisse der Bauteilversuche mit induktivgehärtetem 42CrMo4, SHD2 R4.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
22	5,99	209429	-1	10,0	710,70	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
39	5,99	210488	-1	8,0	769,90	107315	107315	Randanriss
38	5,99	211212	-1	4,0	854,61	134116	134116	Randanriss
40	5,99	210895	-1	2,0	948,55	17648	17648	Randanriss
23	5,99	209002	-1	2,0	1053,93	5279	5279	Randanriss
35	5,99	212741	-1	1,0	1232,47	1875	1875	Randanriss
22	5,99	209429	-1	5,0	1368,23	580	580	Randanriss
41	5,97	214117	-1	0,5	1487,32	249	249	Randanriss
36	5,99	211975	-1	0,5	1639,75	102	102	Randanriss
42	5,98	210251	-1	0,1	1826,27	27	27	Randanriss
30	5,97	210462	0	5,0	580,58	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
26	5,98	212484	0	10,0	616,65	700769	700769	Randanriss
27	5,99	210179	0	10,0	640,88	36696	36696	Randanriss
34	5,97	213741	0	2,0	716,27	10372	10372	Randanriss
33	5,97	210588	0	2,0	775,93	5189	5189	Randanriss
31	5,98	209715	0	2,0	857,47	2479	2479	Randanriss
30	5,97	210462	0	0,5	954,91	972	972	Randanriss
25	5,96	210693	0	0,5	977,45	1097	1097	Randanriss
32	5,98	212591	0	0,5	993,37	118	118	Randanriss
28	5,96	216493	0	0,5	1017,97	55	55	Randanriss

Tabelle B.10: Ergebnisse der Bauteilversuche mit kugelgestrahltem 42CrMo4, D1 R2.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
17	6,04	207581	-1	8,0	333,67	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
16	6,02	199436	-1	10,0	355,90	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
21	6,06	210928	-1	10,0	371,39	784566	784566	Randanriss
24	6,06	208349	-1	8,0	393,60	218318	234618	Randanriss
19	6,04	208546	-1	1,0	417,65	161000	175143	Randanriss
10	6,05	204948	-1	5,0	467,34	46330	47384	Randanriss
23	6,02	206792	-1	4,0	528,05	15323	16875	Randanriss
2	6,06	210356	-1	2,0	583,22	7985	9432	Randanriss
9	6,06	205190	-1	2,0	653,89	4073	4119	Randanriss
11	6,01	207717	-1	1,0	744,48	1889	2073	Randanriss

Fortsetzung von Tabelle B.10

Nr.	d in mm	E in MPa	R_σ	f in Hz	S_a in MPa	N_A	N_B	Versagen
18	6,05	204443	-1	5,0	823,93	1096	1165	Randanriss
12	6,00	206105	-1	1,0	936,89	398	456	Randanriss
7	6,03	209441	-1	0,5	1040,10	222	222	Randanriss
17	6,04	207822	-1	1,0	1161,39	98	100	Randanriss
16	6,02	197291	-1	1,0	1307,66	43	43	Randanriss
13	6,07	199702	-1	0,5	1383,79	33	33	Randanriss

Tabelle B.11: Ergebnisse der Bauteilversuche mit kugelgestrahltem 42CrMo4, D1 R4.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
65	6,05	198088	-1	10,0	371,80	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
44	6,06	207633	-1	10,0	415,81	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
61	6,05	208980	-1	10,0	466,82	158606	159672	Randanriss
54	6,03	208616	-1	5,0	525,72	48031	48504	Randanriss
48	6,04	207510	-1	2,0	587,73	17914	18721	Randanriss
58	6,05	203052	-1	1,0	656,06	7288	7288	Randanriss
44	6,06	207633	-1	2,0	731,44	4006	4006	Randanriss
49	6,05	205803	-1	1,0	823,93	1762	1762	Randanriss
59	6,06	206959	-1	5,0	918,43	835	835	Randanriss
46	6,05	211566	-1	0,5	1032,09	295	295	Randanriss
53	6,04	201925	-1	2,0	1160,10	70	70	Randanriss
42	6,05	199597	-1	0,5	1293,29	37	37	Randanriss
41	6,07	199112	0	10,0	235,24	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
36	6,04	206656	0	10,0	265,65	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
40	6,05	201857	0	10,0	297,05	975406	975406	Randanriss
38	6,05	209766	0	10,0	332,57	289600	289600	Randanriss
47	6,00	202196	0	8,0	378,86	161224	161224	Randanriss
64	6,06	208865	0	8,0	414,90	72142	79110	Randanriss
67	6,06	208209	0	4,0	465,28	29758	31137	Randanriss
45	6,07	210539	0	4,0	519,39	13719	14495	Randanriss
56	6,04	201314	0	2,0	587,08	5443	5443	Randanriss
39	6,03	203854	0	1,0	622,26	4337	4337	Randanriss
43	6,04	206761	0	1,0	657,50	1384	1384	Randanriss
37	6,07	211881	0	0,5	687,61	167	167	Randanriss
36	6,04	206656	0	0,5	694,46	140	140	Randanriss

B. Ergänzungen zu den Versuchsergebnissen

Tabelle B.12: Ergebnisse der Bauteilversuche mit kugelgestrahltem 42CrMo4, D2 R4.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
96	6,05	210624	-1	10,0	372,21	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
86	6,05	199279	-1	10,0	417,19	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
95	6,05	199689	-1	8,0	467,34	122761	126961	Randanriss
88	6,05	206919	-1	4,0	522,25	37130	37784	Randanriss
91	6,06	203621	-1	4,0	584,50	17114	17950	Randanriss
93	6,05	210712	-1	2,0	655,33	8506	8506	Randanriss
99	6,02	208204	-1	2,0	742,83	3268	3448	Randanriss
97	6,06	197693	-1	2,0	821,22	2095	2126	Randanriss
86	6,05	199279	-1	1,0	922,49	795	811	Randanriss
85	6,05	208808	-1	1,0	1032,09	294	294	Randanriss
94	6,04	198257	-1	0,5	1161,39	147	150	Randanriss
92	6,08	207011	-1	0,5	1222,73	32	32	Randanriss
96	6,05	210624	-1	0,5	1294,72	10	10	Randanriss

Tabelle B.13: Ergebnisse der Bauteilversuche mit vorvergütetem 42CrMo4, VVG R2.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
18	6,04	210770	-1	10,0	256,46	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
13	6,04	200043	-1	10,0	287,20	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
15	6,09	210741	-1	4,0	316,53	140191	168955	Randanriss
8	6,07	208068	-1	3,0	355,89	125495	144313	Randanriss
12	6,09	210004	-1	2,0	396,08	41477	47878	Randanriss
4	6,01	209429	-1	1,0	456,64	22353	25511	Randanriss
2	6,09	209835	-1	1,0	496,90	9848	13061	Randanriss
3	6,01	208371	-1	2,0	571,48	5370	6374	Randanriss
20	6,09	206812	-1	1,0	623,78	4074	4455	Randanriss
21	6,10	209467	-1	2,0	697,43	2353	2626	Randanriss
10	6,07	209344	-1	1,0	787,03	1097	1295	Randanriss
14	6,07	206647	-1	1,0	881,27	467	611	Randanriss
11	6,08	217800	-1	1,0	986,16	309	358	Randanriss
9	6,08	214279	-1	2,0	1104,42	119	130	Randanriss
16	6,03	215121	-1	1,0	1254,66	44	44	Randanriss
18	6,04	206826	-1	0,1	1403,87	11	11	Randanriss

Tabelle B.14: Ergebnisse der Bauteilversuche mit vorvergütetem 42CrMo4, VVG R4.

Probe Nr.	Durchmesser d in mm	E-Modul E in MPa	Spannungsverhältnis R_σ	Prüffrequenz f in Hz	Nennspannungsamplitude S_a in MPa	Anriss-schwing-spielzahl N_A	Bruch-schwing-spielzahl N_B	Versagensausgang
33	6,03	209945	-1	9,0	287,52	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
40	6,02	206544	-1	6,0	323,22	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
39	5,99	208281	-1	10,0	366,27	591499	679264	Randanriss
46	6,02	209373	-1	10,0	405,34	90589	99381	Randanriss
45	6,00	216611	-1	5,0	457,66	54825	62778	Randanriss
36	6,04	213474	-1	2,0	505,16	29437	29437	Randanriss
50	6,01	216485	-1	1,0	572,11	11255	14348	Randanriss
53	6,02	215477	-1	10,0	637,66	6196	6537	Randanriss
42	6,01	209459	-1	0,1	716,90	2929	3571	Randanriss
61	5,99	215947	-1	1,0	808,18	1583	1776	Randanriss
55	6,00	206292	-1	1,0	902,94	793	803	Randanriss
52	6,04	206254	-1	1,0	997,06	411	411	Randanriss
40	6,02	209877	-1	0,1	1124,07	130	153	Randanriss
49	6,03	214467	-1	1,0	1257,44	26	26	Randanriss
56	6,03	203339	0	5,0	288,16	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
44	6,01	217985	0	10,0	325,01	Durchläufer ($2 \cdot 10^6$)		
35	6,01	209323	0	8,0	363,83	81911	91096	Randanriss
60	6,00	213563	0	2,0	408,95	41475	46226	Randanriss
58	6,00	213111	0	3,0	458,17	21352	23588	Randanriss
59	6,02	209512	0	3,0	508,52	12676	13975	Randanriss
57	6,01	203201	0	0,5	572,11	5182	5801	Randanriss
62	6,04	212350	0	1,0	634,85	3269	3365	Randanriss
34	6,04	208545	0	2,0	651,58	2349	2354	Randanriss
43	6,00	207876	0	0,5	678,66	698	698	Randanriss
38	6,03	210068	0	0,1	693,75	179	179	Randanriss
67	6,03	208951	0	0,1	718,29	22	34	Randanriss
44	6,01	209877	0	0,1	718,49	52	52	Randanriss
68	5,99	207398	0	0,1	723,30	32	32	Randanriss