

Schwingfestigkeitsnachweis für innendruckbelastete Common-Rail-Bauteile aus 100Cr6 unter Berücksichtigung hochzyklischer Betriebsbeanspruchungen

MIKE KÖDER



SIEGENER WERKSTOFFKUNDLICHE BERICHTE | BAND 10/2014
HERAUSGEBER: PROF. DR.-ING. HABIL. H.-J. CHRIST



MIKE KÖDER

Schwingfestigkeitsnachweis für innendruckbelastete Common-Rail-Bauteile
aus 100Cr6 unter Berücksichtigung hochzyklischer Betriebsbeanspruchungen

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen
Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über
<http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Siegen, Univ., Diss., 2014

Herausgeber:
Prof. Dr.-Ing. habil. H.-J. Christ
Lehrstuhl für Materialkunde und Werkstoffprüfung
Institut für Werkstofftechnik
Paul-Bonatz-Str. 9-11
Universität Siegen
D-57068 Siegen

© Copyright Mike Köder 2014
© Copyright Lehrstuhl für Materialkunde und Werkstoffprüfung,
Universität Siegen 2014
Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdruckes,
der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung
in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

URN:nbn:de:hbz:467-8358
ISSN 2193-5114

**Schwingfestigkeitsnachweis für
innendruckbelastete Common-Rail-Bauteile aus 100Cr6
unter Berücksichtigung
hochzyklischer Betriebsbeanspruchungen**

DISSERTATION

zur Erlangung des Grades eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von

Dipl.-Ing. (FH) Mike Köder
aus Schorndorf

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität Siegen

Siegen 2014

Tag der mündlichen Prüfung: 31.10.2014

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Hans-Jürgen Christ

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Martina Zimmermann

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand bei der Robert Bosch GmbH im Geschäftsbereich Diesel Systems in der Abteilung Engineering Test Center.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Hans-Jürgen Christ danke ich für die Möglichkeit der Durchführung der Arbeit, das mir entgegengebrachte Vertrauen und die erhaltene Unterstützung. Ebenso danke ich ihm für die sorgfältige und kritische Durchsicht des Manuskripts und die Übernahme des Hauptreferats. Frau Prof. Dr.-Ing. Martina Zimmermann danke ich für viele hilfreiche Anregungen und Diskussionen, für die Unterstützung bei der Anschaffung und Einrichtung der Ultraschallprüftechnik und für die Übernahme des Korreferats.

Bei Herrn Dr.-Ing. Andreas Scheffold und Herrn Dr.-Ing. Christoph Marquardt möchte ich mich für die ständige Förderung sowie für zahlreiche Anregungen und Anmerkungen bedanken. Die konstruktive Begleitung und Unterstützung haben wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Für die angenehme Zusammenarbeit und die vielfältige Unterstützung möchte ich meinen Kolleginnen und Kollegen im Engineering Test Center und den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Lehrstuhls für Materialkunde und Werkstoffprüfung herzlich danken. Besonders hervorheben möchte ich Herrn Marcus Mack und Frau Lisa Häbel für die tatkräftige Unterstützung bei der Betreuung und Durchführung der experimentellen Untersuchungen. Ein weiterer ganz besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Steffen Schmid für seine fortwährende Diskussionsbereitschaft und seine fachlichen und freundschaftlichen Ratschläge.

Mein größter Dank gilt schließlich meiner Familie – meinen Eltern, meinen Schwiegereltern und Geschwistern, ganz besonders aber meiner Frau Muriel. Ohne ihr Verständnis, ihre Geduld und ihren Rückhalt in den vergangenen Jahren wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen.

Winterbach, im Oktober 2014

Kurzfassung

Durch die großen Variationsmöglichkeiten bei der Gestaltung des Einspritzdrucks resultieren für die innendruckbelasteten Bauteile des Common-Rail-Systems über die Lebensdauer hochzyklische, mehrstufige Beanspruchungskollektive. Da es sich um sicherheitsrelevante Bauteile handelt, wird für die Freigabe ein Nachweis gegenüber Schwingbruch verlangt. Hierzu ist bei dem vermehrt eingesetzten hochfesten Stahl 100Cr6 eine genaue Kenntnis des Schwingfestigkeitsverhaltens im Bereich jenseits der heute geltenden Grenzwahrscheinlichkeiten erforderlich. Die notwendige experimentelle Charakterisierung des Schwingfestigkeitsverhaltens im relevanten Schwingzahlbereich erfolgte im Rahmen der vorliegenden Arbeit unter Berücksichtigung wichtiger Einflussgrößen. Die Untersuchungen wurden im Wesentlichen an gekerbten Werkstoffproben auf einer hochfrequenten piezoelektrischen Ultraschallschwingprüfmaschine und an bauteilnahen Demonstratoren auf servohydraulischen Innendruckpulsatoren durchgeführt. Auf Basis der experimentellen Untersuchungen wurde ein neuer Ansatz für den Schwingfestigkeitsnachweis von Common-Rail-Bauteilen aus 100Cr6 abgeleitet. Der Ansatz ermöglicht eine geschlossene Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung der im High-Cycle-Fatigue- und Very-High-Cycle-Fatigue-Bereich auftretenden Ausfallmechanismen.

Abstract

The manifold degrees of freedom in setting the injection pressure result in highly cyclic, variable load collectives for high pressure carrying components of a common-rail system during its' life. As these parts are safety-relevant, the safety against a fatigue induced fracture must be verified. Detailed knowledge of the fatigue behaviour beyond today's ultimate number of cycles of the commonly used high strength steel 100Cr6 is required as a result. The necessary experimental characterisation of the fatigue behaviour in dependence of various influencing factors was undertaken in the relevant lifetime area within the scope of this thesis. The experiments were largely conducted using notched specimens on a high frequency piezoelectric ultrasonic testing machine as well as part-like dummies on servohydraulic high pressure test stands. A new approach to the fatigue life verification for parts made of 100Cr6 was developed based on these experimental trials. This approach allows an integral fatigue life assessment considering the specific failure mechanisms of the high cycle fatigue and very high cycle fatigue regime.

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	X
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung und Lösungsweg	3
1.3 Aufbau der Arbeit	3
2 Stand der Technik und bisheriger Forschungen	4
2.1 Grundlagen der Schwingfestigkeit	4
2.1.1 Ermüdung	4
2.1.2 Kurz- und Langrissbruchmechanik	6
2.1.3 Klassischer Wöhlerversuch	9
2.1.4 Very High Cycle Fatigue	11
2.2 Einflüsse auf die Schwingfestigkeit und Modellvorstellungen	18
2.2.1 Einfluss von Mittel- und Eigenspannungen	19
2.2.2 Einfluss der Prüffrequenz	21
2.2.3 Einfluss von nichtmetallischen Einschlüssen	32
2.2.4 Einfluss der Proben- oder Bauteilgröße	35
2.3 Grundlagen der Betriebsfestigkeit	40
2.3.1 Konzepte der Lebensdauerabschätzung	40
2.3.2 Nennspannungskonzept	41
2.3.3 Schadensakkumulationshypothesen	42
2.3.4 Betriebsfeste Bauteilauslegung von CR-Komponenten bei RB	45
3 Experimentelle Untersuchungen an Kerbproben	51
3.1 Werkstoff- und Probencharakterisierung	51
3.1.1 Probenmaterial	51
3.1.2 Probenformen und -fertigung	53
3.1.3 Gefüge- und Härtezustand nach der Wärmebehandlung	55
3.1.4 Kennwerte aus dem Zugversuch	57

3.1.5	Eigenspannungen im beanspruchten Zustand	58
3.2	Versuchseinrichtungen	60
3.2.1	Servohydraulische Prüfmaschinen	60
3.2.2	Ultraschallschwingprüfmaschine	61
3.3	Versuchsprogramm und -führung	66
3.4	Statistische Methoden zur Auswertung der Versuchsdaten	70
3.5	Versuchsergebnisse und Diskussion	73
3.5.1	Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch	73
3.5.2	Einfluss der Wärmebehandlung	76
3.5.3	Einfluss der Werkstoffreinheit	78
3.5.4	Einfluss des höchstbeanspruchten Volumens	80
3.5.5	Einfluss der Mittelspannung	83
3.5.6	Einfluss von variablen Amplituden	87
3.5.7	Einfluss der Prüffrequenz bzw. -technik	90
4	Experimentelle Untersuchungen an Demonstratoren	95
4.1	Werkstoff- und Probencharakterisierung	95
4.1.1	Probenmaterial	95
4.1.2	Probenformen und -fertigung	95
4.1.3	Gefüge- und Härtezustand nach der Wärmebehandlung	97
4.1.4	Eigenspannungen im beanspruchten Zustand	98
4.2	Versuchseinrichtung	99
4.3	Versuchsprogramm und -führung	101
4.4	Statistische Methoden zur Auswertung der Versuchsdaten	102
4.5	Versuchsergebnisse und Diskussion	102
4.5.1	Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch	102
4.5.2	Einfluss der Wärmebehandlung	108
4.5.3	Einfluss der Mittellast	110
4.5.4	Einfluss von variablen Amplituden	112
5	Ableitung eines Absicherungskonzepts	115
5.1	Konzept der modularen Bauteilwöhlerlinie	115

5.1.1	Ermittlung der Oberflächenwöhlerlinie	115
5.1.2	Ermittlung der Volumenwöhlerlinie	120
5.2	Konzept der modularen Bauteilgassnerlinie	125
5.3	Sicherheitsnachweis und Ausfallwahrscheinlichkeit	126
5.3.1	Bewertung der bestehenden Konzepte	126
5.3.2	Sicherheitsnachweis für Oberflächenversagen	128
5.3.3	Sicherheitsnachweis für Volumenversagen	130
5.3.4	Allgemeiner Sicherheitsnachweise	132
6	Zusammenfassende Diskussion	133
6.1	Schwingfestigkeitsverhalten	133
6.2	Auswirkungen auf die Bauteilauslegung	139
7	Zusammenfassung und Ausblick	143
	Literaturverzeichnis	147

Nomenklatur

Lateinische Buchstaben

a	μm	Risslänge
a_0	μm	werkstoffabhängige Eigenrisslänge
$area$	μm^2	senkrecht zur maximalen Zugspannung projizierte Defektfläche
\sqrt{area}	μm	äquivalente Rissgröße
A	mm^2	Fläche
A_G	-	Gleichmaßdehnung
A_5	-	Bruchdehnung
B	-	Vorfaktor zur Berechnung der Spannungsintensität
C	-	Vorfaktor zur Berechnung der lokalen Dauerfestigkeit
C_{ges}	MPa/mV	Gesamtkalibrierwert
C_p	-	werkstoffabhängiger Koeffizient im Rissfortschrittsgesetz
C_{stat}	MPa	statischer Kalibrierwert
C_{zykl}	$1/\text{mV}$	zyklischer Kalibrierwert
d	mm	Durchmesser
da/dN	mm	Rissfortschrittsrate
D	mm	(äquivalenter) Einschlussdurchmesser, siehe Abs. 2.2.4
D	-	Schadenssumme, siehe Abs. 2.3.3
D_{Koll}	-	Schadenssumme des Auslegungskollektivs
D_{tat}	-	tatsächliche Schadenssumme
E	MPa	Elastizitätsmodul
$E^{\{211\}}$	MPa	röntgenographischer Elastizitätsmodul
f	Hz	Frequenz, siehe Abs. 2.2.2
f	$1/\text{m}^2$	Koeffizient der Einschlussgrößenverteilung, siehe Abs. 2.2.4
$f(x)$	-	Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion
F	N	Kraft
$F(x)$	-	Verteilungsfunktion

g_A	m^{-3}	Flächenhäufigkeitsverteilung
g_V	m^{-4}	Volumenhäufigkeitsverteilung
H	-	Summenhäufigkeit
H_0	-	Gesamthäufigkeit
j_N	-	Sicherheitsfaktor in Schwingspielzahlrichtung
j_S	-	Sicherheitsfaktor in Lastrichtung
k	$1/m$	Koeffizient der Einschlussgrößenverteilung, siehe Abs. 2.2.4
k	-	Neigung der Wöhlerlinie, siehe Abs. 2.1.3
k_2	-	Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt
k'	-	Neigung der Bemessungswöhlerlinie nach dem Abknickpunkt
K	$MPa \sqrt{m}$	Spannungsintensitätsfaktor
K_M	-	Mittelspannungsfaktor
K_t	-	Kerbformzahl
$K_{t,DMS}$	-	aus einer Dehnungsmessung resultierende fiktive Kerbformzahl
ΔK	$MPa \sqrt{m}$	Schwingbreite des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors
ΔK_0	$MPa \sqrt{m}$	Schwellenwert des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors
ΔK_0^*	$MPa \sqrt{m}$	Schwellenwert des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors beim Kurzriss
K_{Ic}	$MPa \sqrt{m}$	Risszähigkeit
l	-	logarithmierte Likelihood-Funktion
L	-	Likelihood-Funktion
m	-	Mittelwert, - der log-Normalverteilung
m_F	-	Mittelwert der Bauteilfestigkeit
m_P	-	werkstoffabhängiger Exponent im Rissfortschrittsgesetz
M	-	Mittelspannungsempfindlichkeit
M_b	Nm	Biegemoment
n	-	Anzahl, - geprüfter Proben, - Schwingspiele, - Kollektivstufen
N	-	Schwingspielzahl
\bar{N}	-	Schwingspielzahl im Betriebsfestigkeitsversuch
N_A	-	Summenhäufigkeit der Einschlüsse

N_E	-	Eckschwingspielzahl
N_G	-	Grenzschwingspielzahl
p	bar	Innendruck
Δp	bar	Druckschwingbreite
Δp^*	bar	Normierungsgröße
$p(n)$	-	Dichtefunktion der Poisson-Verteilung
P_A	-	(wahre) Ausfallwahrscheinlichkeit
P_A^*	-	vereinfachte Ausfallwahrscheinlichkeit
P_E	-	Eintretenswahrscheinlichkeit
$P_{\bar{U}}$	-	Überlebenswahrscheinlichkeit
\bar{q}	-	Parameter der Maximum-Likelihood-Funktion
R	-	Last- bzw. Spannungsverhältnis
\bar{R}	-	Last- bzw. Spannungsverhältnis im Betriebsfestigkeitsversuch
R_e	MPa	Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	0,2-%-Dehngrenze
R_z	-	gemittelte Rautiefe
s	-	Standardabweichung der log-Normalverteilung
s_F	-	Streuung der Bauteilfestigkeit
S	MPa	Nennspannung
\bar{S}	MPa	Nennspannung im Betriebsfestigkeitsversuch
S_G	MPa	Parameter zur Beschreibung der Goodman-Geraden
S_P	MPa	Parameter zur Beschreibung der Gerber-Parabel
S_a^*	MPa	Normierungsgröße
t	mm	Tiefe
Δt_{Pause}	s	Pausenlänge
Δt_{Puls}	s	Pulslänge
T	°C	Temperatur
$1/T_N$	-	Streuspanne in Schwingenspielzahlrichtung in einer Wöhlerversuchsreihe

$1/\overline{T_N}$	-	Streuspanne in Schwingspielzahlrichtung in einer Betriebsfestigkeitsversuchsreihe
$1/T_S$	-	Streuspanne der Dauerfestigkeit in einer Wöhlerversuchsreihe
$1/\overline{T_S}$	-	Streuspanne der Dauerfestigkeit in einer Betriebsfestigkeitsversuchsreihe
$1/T_S'$	-	Streuspanne in Lastrichtung in einer Wöhlerversuchsreihe
$1/\overline{T_S}'$	-	Streuspanne in Lastrichtung in einer Betriebsfestigkeitsversuchsreihe
U_a	mV	Spannungswert der Wegmesssonde
V	mm ³	Volumen
x	-	Skalierungsfaktor
x_F	-	Beanspruchbarkeitsverteilung
x_B	-	Beanspruchungswert
Y	-	Geometriefaktor
ΔZ	N/m	zyklisches J-Integral

Griechische Buchstaben

α	-	Exponent zur Bestimmung des Mittelspannungseinflusses
α_k	-	Kerbformzahl
β	rad	Neigungswinkel im Haigh-Diagramm
ε	-	Dehnung
ε_K	-	Kerbdehnung
λ	-	erwartete Anzahl von Einschlüssen
ν	-	Querkontraktionszahl
$\nu^{\{211\}}$	-	röntgenographische Querkontraktionszahl
ρ	mm	Kerbradius
σ	MPa	lokale Spannung
σ_K	MPa	Kerbspannung
σ_S	MPa	Strukturspannung

Indizes

$x \%$	x-%-ige Auftretens- oder Ausfallwahrscheinlichkeit
a	Amplitude
A	ertragbare Amplitude
bf	Betriebsfestigkeitsnachweis
c	kritisch
df	Dauerfestigkeitsnachweis
D	dauerfest
exp	experimentell
E	Element
f	Bruch
i, j, k	Laufindizes
m	mittel
max	maximal
min	minimal
NW	normierte Wöhlerlinie
$rech$	rechnerisch
$stat$	statisch
th	Schwellenwert
V	Volumen
W	wechselnd
$zykl$	zyklisch
Z	zeitfest

Abkürzungen

AIC	Akaike information criterion
AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen
BFV	Betriebsfestigkeitsversuch
BGL	Bemessungsgassnerlinie

BWL	Bemessungswöhlerlinie
CA	Wöhlerversuch
CARLOS	Car Loading Standard
CNC	Computerized Numerical Control
CORAL	Common Rail Load Sequence
CR	Common-Rail
CRS	Common-Rail-System
DL	Durchläufer
DMS	Dehnungsmessstreifen
ECM	Electro Chemical Machining
EDC	Electronic Diesel Control
EDX	Energy Dispersive X-ray Spectroscopy
EKP	Elektrokraftstoffpumpe
FEM	Finite Elemente Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
FGA	Fine Granular Area
FVV	Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen
GBF	Granular Bright Facet
GDOES	Glow Discharge Optical Emission Spectroscopy
GL	Gassnerlinie
HCF	High Cycle Fatigue
INCA	Inclusion Analyses
L	Luft
LCF	Low Cycle Fatigue
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
MAX	Maximalwert
MIN	Minimalwert
MW	Mittelwert
ODA	Optically Dark Area
ppm	parts per million

RB	Robert Bosch GmbH
REM	Rasterelektronenmikroskop
RP	Resonanzpulser
SH	Servohydraulische Prüfmaschine
ST	Schwingtisch
SwRK	Schwingungsrissskorrosion
TWIST	Transport Wing Standard
US	Ultraschallschwingprüfmaschine
VA	Betriebsfestigkeitsversuch
VAR	Vacuum Arc Remelting
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VHCF	Very High Cycle Fatigue
VIM	Vacuum Induction Melting
V-GL	Volumengassnerlinie
WBH	Wärmebehandlung
WL	Wöhlerlinie
WV	Wöhlerversuch
ZD	Zug-Druck-Prüfstand

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Bei dem in Abb. 1-1 dargestellten Speichereinspritzsystem Common-Rail (CR) für Motoren mit Diesel-Direkteinspritzung sind Druckerzeugung und Einspritzung durch einen gemeinsamen Druckspeicher entkoppelt. Der Kraftstoff kann dadurch permanent mit dem erforderlichen Druck zur Einspritzung bereitgestellt werden. Neben einem an den Betriebszustand des Verbrennungsmotors angepassten hohen Einspritzdruck bietet das Common-Rail-System (CRS) hierdurch einen variablen Einspritzbeginn und die Möglichkeit mehrerer Vor- und Nacheinspritzungen. Das Speichereinspritzsystem kann damit einen wesentlichen Beitrag zur Erhöhung der spezifischen Leistung, zur Senkung des Kraftstoffverbrauchs sowie zur Reduktion der Geräuschemission und des Schadstoffausstoßes von modernen, schnell laufenden Pkw-Dieselmotoren leisten [1]. Durch die Markteinführung des CRS konnte der Anteil aller in Westeuropa verkauften Pkw-Selbstzünder demzufolge auch von 22 % im Jahr 1997 auf über 52 % im Jahr 2007 gesteigert werden [2].

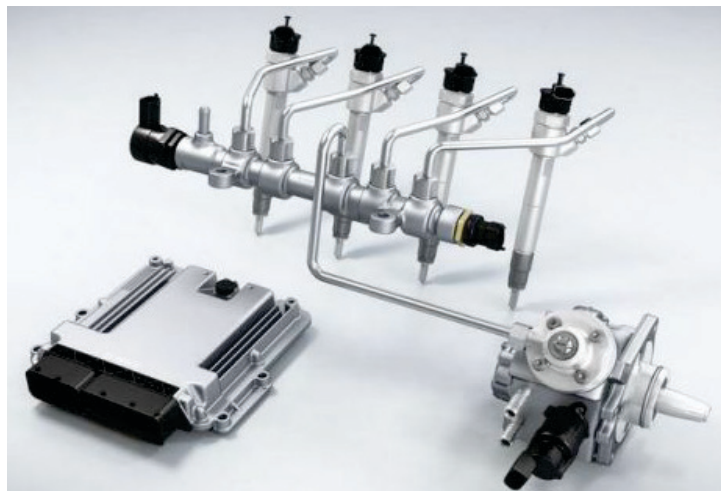


Abb. 1-1: Common-Rail-System der Robert Bosch GmbH für Pkw und leichte Nutzfahrzeuge

Durch die großen Variationsmöglichkeiten bei der Gestaltung des Einspritzdrucks resultieren für die innendruckbelasteten Bauteile des CRS über die Lebensdauer hochzyklische, mehrstufige Beanspruchungskollektive. Da es sich bei den Komponenten um sicherheitsrelevante Bauteile handelt, hat für jede einzelne Komponente des Systems in der Entwicklungsphase unter Berücksichtigung repräsentativer Belastungen ein Schwingfestigkeitsnachweis zu erfolgen. Sofern es die Kombination aus Belastung und Belastbarkeit erlaubt, werden CR-Bauteile im Sinne des Leichtbaugedankens und der Wirtschaftlichkeit bei der Robert Bosch GmbH (RB) betriebsfest ausgelegt. Im Gegensatz zur klassischen betriebsfesten Auslegung, bei welcher der Höchstwert des Lastkollektivs immer oberhalb der

Dauerfestigkeit liegt, befindet sich das gesamte Belastungskollektiv bei RB-Einspritzsystemen in der Regel (deutlich) unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit. Um dennoch einen Betriebsfestigkeitsnachweis zu ermöglichen, wird die Wöhlerlinie bei RB für die rechnerische Schadensakkumulation nach dem Abknickpunkt in Anlehnung an den Stand der Technik [3, 4, 5] mit der fiktiven Neigung $k_2 = 2 \cdot k - 1$ verlängert. Somit kann der Sicherheitsabstand des Beanspruchungskollektivs zur Gassnerlinie, wie bei der klassischen Vorgehensweise üblich, in Schwingspielzahlrichtung bewertet werden. Die benötigten Schwingfestigkeitskennwerte werden hierzu im Wesentlichen aus dem Zeitfestigkeitsgebiet der Wöhlerlinie abgeleitet und auf den Bereich der Bemessungswöhlerlinie unterhalb des Abknickpunkts übertragen. Gegenüber einer dauerfesten Auslegung, die gewöhnlich angewendet werden muss, wenn das Lastkollektiv vollständig unterhalb der Dauerfestigkeit liegt, erlaubt diese Vorgehensweise bei identischen Schwingfestigkeiten in der Regel deutlich höhere zulässige Kollektivhöchstwerte.

Die aufgrund des weiterhin steigenden Einspritzdrucks [6] vermehrt auch in der Dieseleinspritztechnik eingesetzten hochfesten Stähle (wie z. B. 100Cr6) können bei RB derzeit nicht betriebsfest ausgelegt werden. Für Bauteile dieser Werkstoffgruppe muss gegenwärtig eine dauerfeste Auslegung erfolgen. Dies ist unter anderem darauf zurückzuführen, dass bei diesen Werkstoffen die relevanten Kenngrößen für die betriebsfeste Bauteilauslegung nicht experimentell an CR-Komponenten bestimmt werden können. Nicht zuletzt aufgrund von Einschränkungen in der Prüftechnik liegen für diese Bauteile meist nur Schwingfestigkeitsergebnisse im Übergangsbereich der Wöhlerlinie vor. Darüber hinaus kann unter Verwendung des bestehenden Betriebsfestigkeitskonzepts bei hochfesten Stählen kein signifikanter Schwingfestigkeitsergebnis gegenüber der dauerfesten Auslegung erwartet werden. Bei einer weiteren Ausreizung der derzeit vorhandenen Sicherheitsreserven muss zudem zusätzlich dem Umstand Rechnung getragen werden, dass bei dieser Werkstoffgruppe auch Belastungen unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit zum Versagen führen können. Wie zahlreiche Untersuchungen [7, 8, 9, 10] an Werkstoffproben gezeigt haben, sind bei hochfesten Stählen neben den im Zeitfestigkeitsgebiet auftretenden Ausfällen an der Oberfläche, im Bereich höchster Schwingspielzahlen auch Bruchausgänge unterhalb der Oberfläche im Werkstoffvolumen zu finden. Sollten die Grenzen dieser Werkstoffe bei der Dimensionierung bewusst angesprochen werden, muss bei der Auslegung zwingend auch der Wechsel der Rissinitiierungsstelle jenseits der von WÖHLER definierten Dauerfestigkeitsgrenze berücksichtigt werden.

Für die zuverlässige Lebensdauerprognose ist eine genaue Kenntnis über den Verlauf der Wöhler- und Gassnerlinie im Bereich jenseits der heute geltenden Grenzschaingpielzahlen erforderlich [11]. Die notwendige experimentelle Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens kann in diesem Bereich der Lebensdauer wirtschaftlich nur mit hochfrequenten Prüfsystemen erfolgen. Diese Prüfung ist auf kleine Werkstoffproben beschränkt, eine Prüfung von Bauteilen ist verfahrensbedingt nicht möglich. Eine treffsichere Prognose der

zweigeteilten Mechanismenwöhlerlinie für komplexere Bauteilgeometrien ist auch unter Einbeziehung der Schwingfestigkeitsergebnisse von Werkstoffproben bisher noch nicht ausreichend und allgemeingültig nachgewiesen.

1.2 Zielsetzung und Lösungsweg

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Weiterentwicklung der bestehenden Konzepte zur ermüdungssicheren Bemessung von innendruckbelasteten CR-Bauteilen aus hochfesten Stählen. Durch das Absicherungskonzept sollen zukünftig Komponenten der Dieseleinspritztechnik mit Lastkollektiven, deren Kollektivhöchstwerte sowohl über als auch unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit liegen, realistischer als bisher bewertet werden können. Damit gilt es, einerseits das Potenzial der betriebsfesten Auslegung auszunutzen und andererseits das Risiko von Spätausfällen durch einen Mechanismenwechsel zu quantifizieren.

Zur Charakterisierung des Schwingfestigkeitsverhaltens werden umfangreiche experimentelle Untersuchungen in dem für die Absicherung relevanten Schwingzahlbereich unter Berücksichtigung wichtiger Einflussgrößen durchgeführt. Für die entsprechenden Versuche werden zum einen gekerbte Werkstoffproben und zum anderen bauteilnahe, innendruckbelastete Demonstratorbauteile aus 100Cr6 in einem bainitischen und einem martensitischen Wärmebehandlungszustand eingesetzt. Auf Basis der experimentellen Untersuchungen werden bestehende Konzepte der Lebensdauerabschätzung bewertet und für innendruckbelastete Bauteile aus hochfesten Stählen weiterentwickelt.

1.3 Aufbau der Arbeit

Im einleitenden Kapitel 2 werden zunächst wesentliche Grundlagen und der Stand bisheriger Forschungen in den für diese Arbeit relevanten Bereichen der Schwingfestigkeit und Lebensdauerabschätzung gegeben. In den Kapiteln 3 und 4 werden anschließend die experimentellen Untersuchungen an den Kerbproben und den Demonstratoren in eigenständigen Kapiteln aufgeführt. Die Kapitel beinhalten jeweils die Charakterisierung der verwendeten Werkstoffe und Proben sowie die Vorstellung der eingesetzten Versuchseinrichtungen, des Versuchsprogramms und der statistischen Auswerteverfahren. Darüber hinaus werden die Versuchsergebnisse dargestellt und diskutiert. Auf Basis dieser Ergebnisse wird in Kapitel 5 ein Absicherungskonzept für innendruckbelastete CR-Bauteile aus hochfesten Stählen abgeleitet. In einer zusammenfassenden Diskussion werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an den Kerbproben und Demonstratoren sowie das Absicherungskonzept verknüpft aufgeführt und im Hinblick auf den Stand der Technik in Kapitel 6 diskutiert. Darüber hinaus wird ein Ausblick auf in Zukunft notwendige Forschungsarbeiten gegeben. Eine abschließende Zusammenfassung der gesamten Arbeit enthält Kapitel 7.

2 Stand der Technik und bisheriger Forschungen

2.1 Grundlagen der Schwingfestigkeit

Viele Bauteile und Konstruktionen sind im Betrieb zeitlich veränderlichen, häufig wiederholenden Belastungen ausgesetzt. Die zyklische Belastung kann mit konstanter Amplitude erfolgen, in den meisten Fällen ist der Belastungszeitverlauf aber regellos veränderlich. Gegenüber dieser schwingenden Belastung weisen metallische Werkstoffe eine in der Regel deutlich geringere Festigkeit auf, als bei einer gleich großen statischen Belastung. Zyklisch belastete Bauteile müssen deshalb spezifisch ausgelegt werden, um ein Ermüdungsversagen während der vorhergesehenen Lebensdauer mit ausreichender Sicherheit ausschließen zu können.

2.1.1 Ermüdung

Ausgehend von einem quasi-anrissfreien Zustand kann die Gesamtlebensdauer eines zyklisch belasteten Bauteils, d. h. die Anzahl Schwingspiele bis zum Versagen, und somit auch der Ermüdungsvorgang unterteilt werden in die Rissbildungsphase, die sich daran anschließende Phase des stabilen zyklischen Rissfortschritts und letztlich in die Phase des instabilen Restbruchs. Da der Übergang zwischen den einzelnen Phasen jeweils fließend ist, erfolgt die theoretische Abgrenzung zwischen der Rissbildungs- und der Rissfortschrittsphase per Definition über den technischen Anriss, Abb. 2-1. [12]

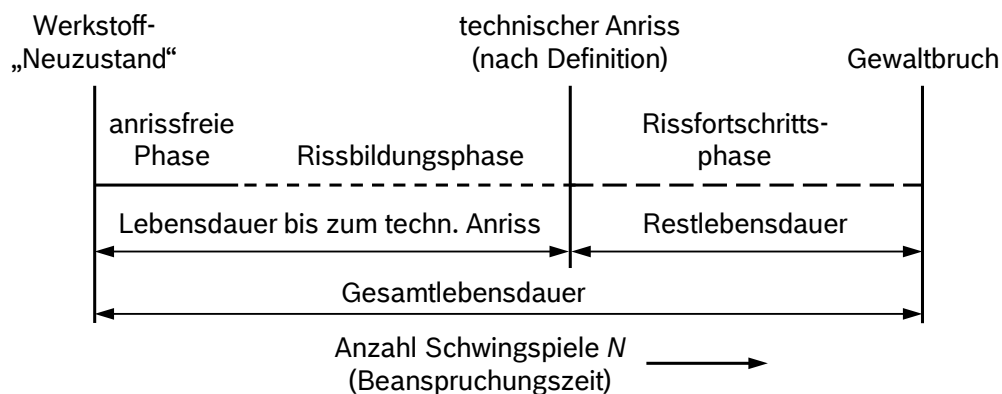


Abb. 2-1: Phasen des Ermüdungsvorgangs; nach GUDEHUS und ZENNER [12]

Bereits zu Beginn der Schwingbeanspruchung kommt es auch bei relativ niedrigen Spannungsamplituden in der anrissfreien Phase zumindest lokal im kritischen schwingbeanspruchten Werkstoffvolumen zu zyklischen plastischen Verformungsvorgängen auf Mikroebene. Diese Vorgänge haben eine Veränderung der Werkstoffeigenschaften zur Folge, bewirken aber noch keine Schädigung. In der Rissbildungsphase kommt es anschließend auch bei makroskopisch elastischen Beanspruchungen an Stellen örtlicher Spannungser-

höhungen (z. B. an Kerben, strukturellen Werkstoffimperfektionen, Einschlüssen, Hohlräumen oder an bereits vorhandenen Anrissen) in Ebenen der maximalen Schubspannungen zur Ausbildung von Gleitbändern im Mikrobereich. Bedingt durch Wechselgleitungen und durch den Aufstau von Versetzungen bilden sich an der Bauteiloberfläche die für Schwingbeanspruchung charakteristischen Gleitbänder in Form von Extrusionen und Intrusionen aus, Abb. 2-2. Im Falle der Intrusionen führen diese Gleitbänder zu lokalen Spannungskonzentrationen und stellen somit Mikrokerben dar, die im Folgenden als Risskeime wirken können. Ermüdungsrisse gehen deshalb auch (abgesehen von der Rissinitiierung bei sehr hohen Schwingspielzahlen entsprechend Abs. 2.1.4) fast ausschließlich von der Oberfläche aus.

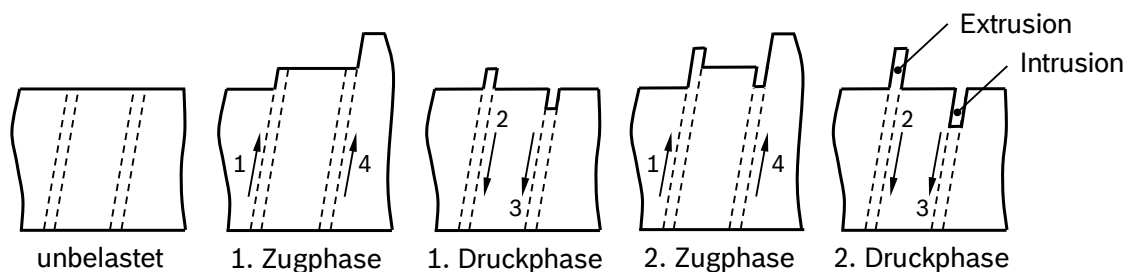


Abb. 2-2: Entstehung von Extrusionen und Intrusionen mit vier aktiven Gleitebenen; schematische Darstellung in Anlehnung an BARGEL und SCHULZE [13]

Die Rissbildungsphase geht kontinuierlich in die Phase des stabilen zyklischen Rissfortschritts über, wenn die Plastifizierungsvorgänge an bzw. vor der Risspitze das Risswachstum bestimmen. In der Rissfortschrittsphase führt die zyklische Beanspruchung zunächst zu einem Wachstum der vorhandenen Mikrorisse parallel zur Ebene der maximalen Schubspannungen (Stadium I). Diese Risse vergrößern sich bei hinreichend großen Belastungen, können sich mit benachbarten Mikrorissen vereinigen, werden zu Makrorissen und knicken, wie von der makroskopischen Betrachtung einer Dauerbruchfläche bekannt, in eine Richtung senkrecht zur maximalen Hauptspannung ab (Stadium II), Abb. 2-3.

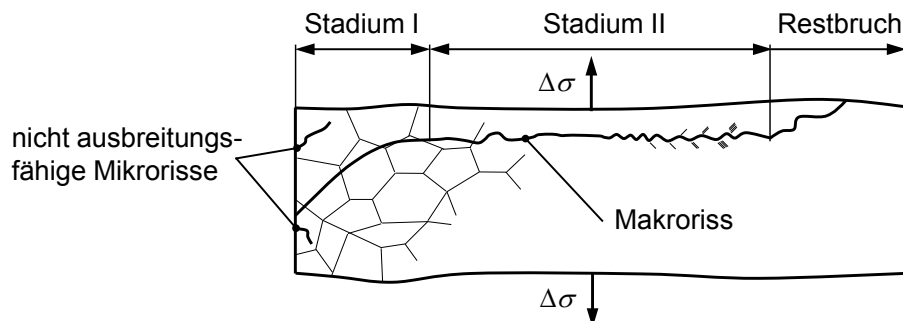


Abb. 2-3: Stadien der Rissausbreitung; schematische Darstellung in Anlehnung an SCHOTT [14]

Ursächlich für die Änderung der Rissorientierung ist das Verhältnis der Schubspannung im Gleitband zu der an der Risspitze auftretenden kerbwirkungsbedingten Normalspannung. Ist die Normalspannung ausreichend groß, dann werden im Risspitzenbereich mehrere

Gleitebenen aktiviert und ein größeres Werkstoffvolumen plastisch verformt. Das Risswachstum ändert sich und erfolgt während der folgenden Belastungszyklen unter der energetisch günstigeren Rissuferbewegung.

Die instabile Rissausbreitung stellt die vierte und letzte Phase des Ermüdungsvorgangs dar. Das Material versagt spontan durch Gewaltbruch, wenn der Riss eine kritische Länge erreicht hat und der Werkstoff die äußere Belastung statisch nicht mehr ertragen kann. Der instabile Restbruch führt zusammen mit der stabilen Rissausbreitung zu der für Ermüdungsbrüche charakteristischen Bruchfläche. Die Restbruchfläche infolge des Gewaltbruchs unterscheidet sich durch seine raue und zerklüftete Struktur deutlich von der relativ glatten Schwingbruchfläche des stabilen Rissfortschritts. Welchen Anteil die Rissbildungsphase und welchen die sich anschließende stabile Rissfortschrittsphase an der Gesamtlebensdauer einnimmt, hängt von einer Vielzahl von Faktoren ab, z. B. von der Belastungsart, der Belastungshöhe, der Oberflächenbeschaffenheit und der Kerbschärfe [15]. So wird bei zähen Werkstoffen beispielsweise für die Rissbildungsphase auch nur ein geringer Anteil der Gesamtlebensdauer gegenüber dem der Rissfortschrittsphase benötigt, wohingegen der Ermüdungsvorgang von sehr spröden Werkstoffen im Wesentlichen von der Rissbildungsphase dominiert wird [13].

2.1.2 Kurz- und Langrissbruchmechanik

In der Praxis ist häufig zu klären, ob und unter welchen Bedingungen sich ein vorhandener Anriss oder rissartiger Fehler ausbreiten kann. Darüber hinaus gilt es, den aus einem Anriss resultierenden Schwingfestigkeitsabfall abzuschätzen. Dabei muss neben der reinen Beanspruchung auch die Mikrostruktur beachtet werden. Die Ausbreitungsfähigkeit eines Risses wird nämlich wesentlich durch die Länge des Ermüdungsrisses im Verhältnis zu den charakteristischen Mikrostrukturgrößen des Werkstoffs bestimmt. Dieser Zusammenhang ist anschaulich im mikrostrukturabhängigen Kitagawa-Diagramm dargestellt, Abb. 2-4.

Ist die Risslänge a größer als ein kritischer Wert a_1 , so wird das Ausbreitungsverhalten langer Risse maßgeblich durch die Risslänge und den Spannungszustand bestimmt. Die Beschreibung des stabilen Langrisswachstums kann mit der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) erfolgen. Als Kenngröße für die Beanspruchung an der Rissspitze wird bei der LEBM die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK verwendet. Diese hängt entsprechend Gl. (2-1) von der Größe der äußeren Spannung $\Delta\sigma$, der Risslänge a und dem dimensionslosen Geometriefaktor Y ab, wobei letzterer neben der Rissgeometrie und dem Beanspruchungsfall auch die Rissöffnungsart kennzeichnet.

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \quad (2-1)$$

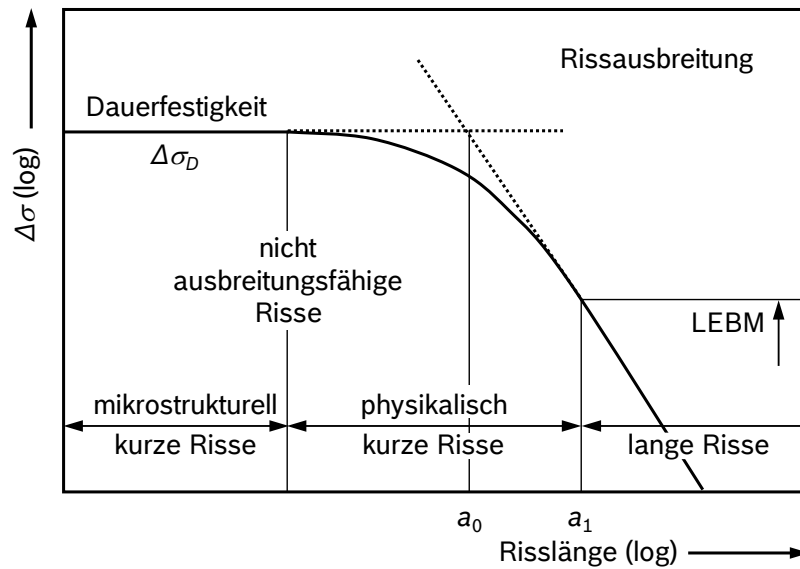


Abb. 2-4: Mikrostrukturabhängiges Kitagawa-Diagramm; schematische Darstellung in Anlehnung an RADAJ [4] und MILLER [16]

Die Rissausbreitung in Abhängigkeit vom Spannungsintensitätsfaktor ΔK zeigt Abb. 2-5 schematisch. In der doppellogarithmischen Darstellung lässt sich der meist sigmoidale Verlauf der Rissfortschrittskurve in drei Bereiche unterteilen. Nach einem Vorschlag von PARIS und ERDOGAN [17, 18] kann Bereich II mit dem linearen Zusammenhang nach Gl. (2-2) beschrieben werden, wobei der Exponent m_P und der Faktor C_P wesentlich vom Werkstoff, den Umgebungsbedingungen und dem Lastverhältnis abhängen [4]. Durch Integration von Gl. (2-2) lässt sich die Lebensdauer vom Anriss bis zum Bruch abschätzen.

$$\frac{da}{dN} = C_P (\Delta K)^{m_P} \quad (2-2)$$

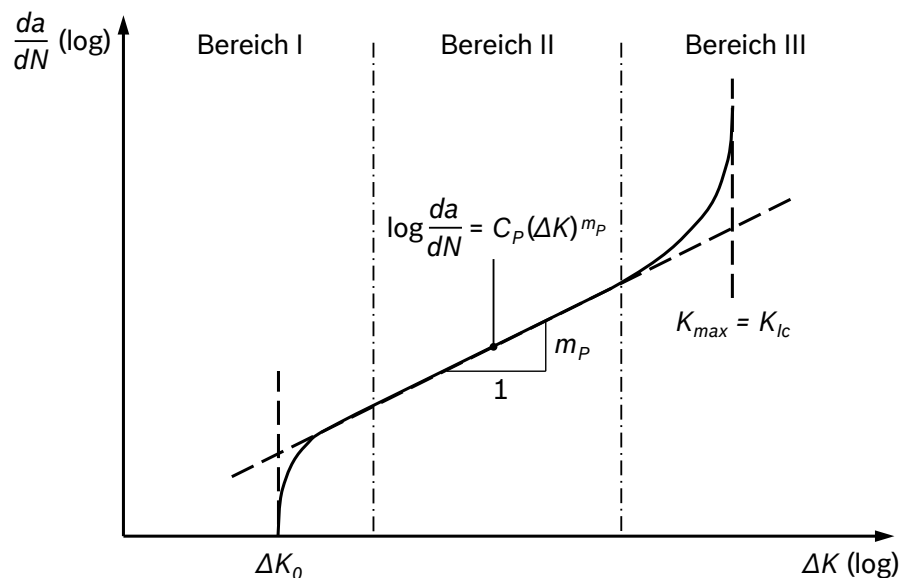


Abb. 2-5: Schematische Darstellung der Rissfortschrittskurve

Die Rissfortschrittskurve verlässt in den Bereichen I und III den linearen Verlauf der Paris-Geraden und nähert sich jeweils asymptotisch zwei Grenzwerten an. Für hohe Spannungsintensitäten stellt diese Grenze die instabile Rissausbreitung dar. Diese setzt ein, wenn die maximale Spannungsintensität die Risszähigkeit K_{Ic} erreicht. Auf der Seite kleiner Spannungsintensitäten wird die Gültigkeit des Paris-Gesetzes durch den Schwellenwert ΔK_0 begrenzt, unterhalb dessen sich lange Risse nicht weiter ausbreiten können. Der Schwellenwert ΔK_0 hängt wesentlich vom Werkstoff, seiner Mikrostruktur, der Mittelspannung und dem Umgebungsmedium ab und beruht primär auf Riss schließen [4].

Bei sehr kurzen Rissen ist eine Rissausbreitung auch bei Spannungsintensitäten $\Delta K < \Delta K_0$ möglich. Kurze Risse können zudem bei gleicher Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors schneller wachsen als lange Risse. Das Ausbreitungsverhalten kurzer Risse beruht wesentlich auf einer versetzungs-basierten Rissausbreitung und deren Behinderung an mikrostrukturellen Hindernissen (wie z. B. Korn- oder Phasengrenzen). Im Gegensatz zum Langrisswachstum spielen beim Kurzrisswachstum die Gleitcharakteristik des Werkstoffs, die mikrostrukturellen Abmessungen und die Ausdehnung der plastischen Zone vor der Risspitze neben der äußeren Spannung und der Risslänge eine entscheidende Rolle [4]. Die Mechanismen der Kurzrissausbreitung sind und waren in den vergangenen Jahrzehnten Gegenstand zahlreicher Untersuchungen [16, 19, 20, 21]. Abhängig von der jeweils entwickelten Modellvorstellung können für den Schwellenwert kurzer Risse verschiedene Beziehungen angegeben werden. Eine einfache Formel für den Schwellenwert ΔK_0^* der kurzen Risse liefern beispielsweise EL HADDAD *et al.* [21] mit Gl. (2-3).

$$\Delta K_0^* = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(a + a_0)} \quad (2-3)$$

Dieser Ansatz bildet den allmählichen Übergang im Kitagawa-Diagramm aus Abb. 2-4 von der Rissausbreitung im Dauerfestigkeitsbereich zur linear-elastischen Bruchmechanik in Abhängigkeit von der werkstofftypischen fiktiven Eigenrisslänge a_0 ab. Mit dem Grenzwert $\Delta \sigma_{th} = \Delta \sigma_D$ für $a = 0$ folgt aus Gl. (2-3):

$$\frac{\Delta \sigma_{th}}{\Delta \sigma_D} = \sqrt{\frac{a_0}{a + a_0}} \quad (2-4)$$

Mit Gl. (2-4) kann folglich der Abfall der Dauerfestigkeit bei einer vorliegenden Defektgröße a angegeben werden, solange der werkstoffabhängige und an die Korngröße gebundene Parameter a_0 bekannt ist. Dieser kann mit der Schwingfestigkeit der defektfreien Werkstoffprobe $\Delta \sigma_D$ und dem Schwellenwert ΔK_0 der LEBM abgeschätzt werden:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left[\frac{\Delta K_0}{\Delta \sigma_D \cdot Y} \right]^2 \quad (2-5)$$

2.1.3 Klassischer Wöhlerversuch

Die wahrscheinlich ersten systematischen Untersuchungen zum Phänomen der Ermüdung wurden von ALBERT im Jahr 1837 an Drahtseilen und Kettengliedern von Bergbau-Förderkörben durchgeführt. Seine Untersuchungen zeigten, dass neben der reinen Belastung für die Ermüdung vor allem die Häufigkeit der wirkenden Beanspruchungszyklen maßgeblich ist. Auf Basis der Untersuchungen von WÖHLER an Eisenbahnachsen um das Jahr 1860 schlug SPANGENBERG im Jahr 1874 schließlich vor, den Zusammenhang zwischen der zyklischen Belastung und der ertragbaren Beanspruchung bis zu einem Bauteilbruch in einem Diagramm darzustellen. Der nach WÖHLER benannte Wöhlerversuch stellt heute die grundlegende Methode zur Ermittlung der Schwingfestigkeit dar und ist in DIN 50100 als Dauerschwingversuch genormt.

Im Wöhlerversuch wird eine glatte bzw. gekerbte Probe oder ein Bauteil einer (meist sinusförmigen) zyklischen Beanspruchung unterworfen. Diese Beanspruchung wird mit gleichbleibender Amplitude und konstantem Mittelwert bzw. konstantem Spannungsverhältnis R aufgebracht. Zur Ermittlung der Wöhlerlinie müssen mehrere Wöhlerversuche mit gleichwertigen Prüflingen auf unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus bis zum Versagen (durch Anriss, Bruch oder Steifigkeitsverlust) bzw. bis zum Erreichen einer festzulegenden Grenzwahrschwingspielzahl durchgeführt werden. Tritt bei einem Prüfling bis zur Grenzwahrschwingspielzahl kein Versagen auf, wird das Bauteil bzw. die Probe als Durchläufer bezeichnet. Die untersuchten Lastamplituden und die jeweils zugehörigen Anriss- oder Bruchschwingspielzahlen werden in einem halb- oder doppellogarithmischen Diagramm aufgetragen. Im doppellogarithmischen Netz ergibt sich der in Abb. 2-6 schematisch dargestellte charakteristische Verlauf der Wöhlerlinie.

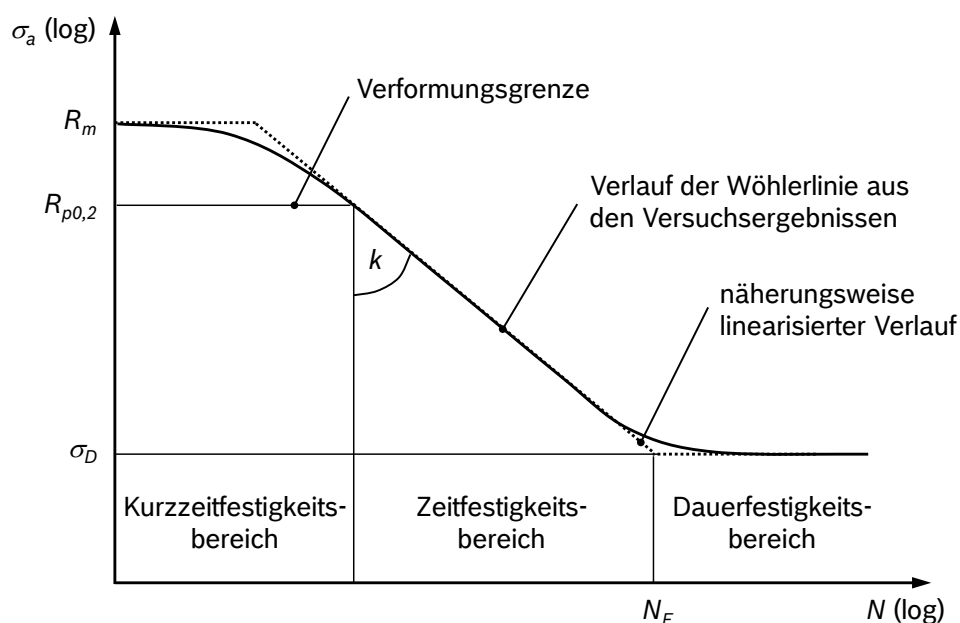


Abb. 2-6: Auftragung und übliche bereichsweise Darstellung der klassischen Wöhlerlinie durch Geradenstücke; schematisch in Anlehnung an HAIBACH [3]

In der klassischen Darstellung wird diese Wöhlerlinie in die Bereiche der Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeit unterteilt. Die Kurzzeitfestigkeit (engl. Low Cycle Fatigue, LCF) beschreibt den Bereich, in dem makroskopische plastische Dehnungen überwiegen und der Werkstoff nach wenigen Schwingspielen bereits versagt. Im Bereich der Zeitfestigkeit (engl. High Cycle Fatigue, HCF), der für die betriebsfeste Auslegung von höchster Bedeutung ist, überwiegen hingegen elastische Dehnungen. Der Werkstoff wird in der Regel nur auf Mikroebene plastisch verformt und geschädigt, ehe ein Ermüdungsbruch auftritt. In dem sich anschließenden Übergangsbereich ist die Lebensdauer unterhalb der sogenannten Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ theoretisch unendlich. Es ist jedoch allgemein bekannt, dass Metalle mit kubisch-flächenzentriertem Gitter (wie z. B. austenitische Stähle sowie Aluminium- und Kupferlegierungen) einen stetigen Abfall der Schwingfestigkeit nach dem Abknickpunkt der Wöhlerlinie aufweisen. In der klassischen Lehrmeinung und in vielen Regelwerken wird für Metalle mit kubisch-raumzentriertem Gitter und interstitiell gelösten Atomen (wie z. B. unlegierte Stähle und Titanlegierungen) aber nach wie vor von dem in Abb. 2-6 dargestellten horizontalen Auslaufen der Wöhlerlinie und somit von einer echten Dauerfestigkeit ausgegangen, sofern zusätzliche korrosive Belastungen und erhöhte Temperaturen ausgeschlossen werden können, vgl. z. B. Eurocode 3 [22] und FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ [5]. SONSINO empfiehlt jedoch in der praktischen Anwendung auch unter diesen Voraussetzungen einen weiteren kontinuierlichen Abfall der Schwingfestigkeit im Dauerfestigkeitsbereich zu berücksichtigen. Diesen Abfall schätzt er auf Basis einer Literaturlauswertung bei Eisenbasiswerkstoffen und Magnesiumlegierungen mit 5 % und bei Aluminiumlegierungen und Schweißverbindungen mit 10 % pro Dekade ab [23, 24]. Die Existenz einer Dauerfestigkeit muss aber, wie Abs. 2.1.4 zeigt, unter Berücksichtigung neuester Versuchsergebnisse generell in Frage gestellt werden.

Für die formelmäßige Beschreibung der Wöhlerlinie werden in der Literatur verschiedene Gleichungen vorgeschlagen. In der praktischen Anwendung durchgesetzt hat sich insbesondere der Ansatz von BASQUIN [25]. In der doppellogarithmischen Auftragung können nach BASQUIN der Zeit- und der Dauerfestigkeitsbereich durch zwei Geradenabschnitte angenähert werden. Für den Zeitfestigkeitsast der Wöhlerlinie gilt Gl. (2-6), wobei der Exponent k die Neigung der Zeitfestigkeitslinie angibt und die Eckschwingspielzahl N_E den Abknickpunkt der Wöhlerlinie und somit den Schnittpunkt zwischen der Zeit- und der Dauerfestigkeitsgeraden definiert.

$$N_i = N_E \cdot \left(\frac{\sigma_D}{\sigma_i} \right)^k \quad (2-6)$$

Zur Ermittlung der Kennwerte aus Gl. (2-6) ist zum einen eine Mindestanzahl an Prüflingen und zum anderen eine Planung und Auswertung der Wöhlerversuche mit Hilfe statistischer Methoden erforderlich. Die Ergebnisse von Wöhlerversuchen unterliegen bei sonst gleichen

Versuchsrandbedingungen nämlich nicht zuletzt aufgrund fertigungs- bzw. werkstofftechnischen Schwankungen z. T. deutlichen Streuungen. Es sind deshalb verschiedene Prüf- und Auswerteverfahren entwickelt worden, die es bei einem vertretbaren Versuchsaufwand ermöglichen, dennoch statistisch abgesicherte Versuchsergebnisse zu erzielen [26]. Da die Wahl für ein konkretes Prüf- bzw. Auswerteverfahren letztlich von verschiedenen Randbedingungen abhängen kann, soll auf die im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten statistischen Verfahren in Abs. 3.4 näher eingegangen werden.

2.1.4 Very High Cycle Fatigue

Viele Bauteile (wie z. B. Komponenten der Benzin- und Dieseleinspritztechnik) müssen im Betrieb eine zeitlich veränderliche Belastung mit akkumulierten Schwingspielzahlen weit über der von WÖHLER definierten Dauerfestigkeitsgrenze ertragen. Eine zuverlässige und wirtschaftliche Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens im Lebensdauerbereich jenseits von $N > 10^7$ Schwingspiele wurde jedoch erst in der jüngeren Vergangenheit durch die Entwicklung hochfrequenter Prüfsysteme [27, 28, 29] ermöglicht. Zahlreiche Untersuchungen haben für verschiedene metallische Werkstoffe gezeigt, dass auch Belastungen unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit zum Versagen führen können [30, 31, 32]. Als konsequente Erweiterung der etablierten Begriffe Low und High Cycle Fatigue wurde für das Ermüdungsverhalten im Bereich höchster Schwingspielzahlen u. a. die Bezeichnung Very High Cycle Fatigue (VHCF) eingeführt.

Im VHCF-Bereich treten bis dahin unbekannt und z. T. auch noch nach wie vor ungeklärte Schädigungsmechanismen auf [33, 34]. Wesentliche Mechanismen wurden aber bereits frühzeitig von MUGHRABI identifiziert und werkstoffmechanisch begründet [35, 36, 37]. Es wird hierzu zwischen reinen, geglühten und duktilen Metallen ohne innere Defekte (Typ-I-Werkstoffe) und Metallen bzw. Gusswerkstoffen mit inneren Defekten wie Poren, Einschlüsse oder Dispersoide (Typ-II-Werkstoffe) unterschieden. Die Rissinitiierung erfolgt bei Typ-I-Werkstoffen stets an der Oberfläche. Kleine irreversible plastische Verformungen (Versetzungsbewegungen), die keine persistenten Gleitbänder ausbilden, aber eine Erhöhung der Oberflächenrauheit zur Folge haben, führen auch unterhalb der konventionellen Ermüdungsgrenze bei diesen Werkstoffen zu Ausfällen jenseits der 10^7 Schwingspiele. Bei den Typ-II-Werkstoffen verschiebt sich der Ort der Rissinitiierung im VHCF-Bereich hingegen von der Oberfläche in das Werkstoffvolumen. Für die Typ-II-Werkstoffe ergibt sich dadurch der in Abb. 2-7 schematisch skizzierte Wöhlerlinienverlauf. Voraussetzung für diese Mechanismenwöhlerlinie ist das Vorhandensein von Einschlüssen einer bestimmten kritischen Größe. Diese Einschlüsse dürfen jedoch nur mit einer geringen Dichte vorliegen, da sie sonst auch an der Oberfläche auftreten könnten und dort zu schneller wachsenden Rissen führen würden als im Werkstoffinneren und folglich im Vakuum. Auch müssen Voraussetzungen zur Bildung von Ermüdungsrissen an inneren Einschlüssen zwingend vorhanden sein, siehe Abs. 2.2.3.

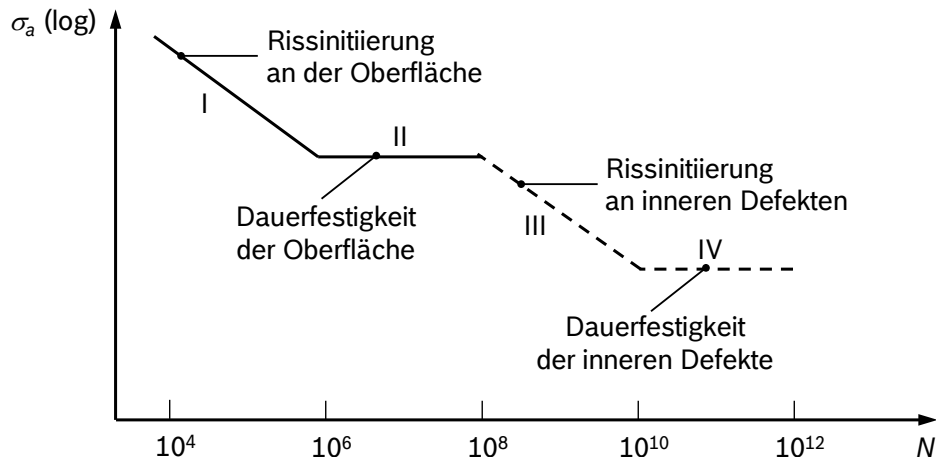


Abb. 2-7: Schematische Darstellung einer Mechanismenwöhlerlinie für Typ-II-Werkstoffe mit inneren Defekten (Einschlüssen); in Anlehnung an MUGHRABI [35]

Eine Schwingbruchfläche mit dem typischen Erscheinungsbild für das einschlussinduzierte Volumenversagen ist in Abb. 2-8 dargestellt. Grundsätzlich ähnelt die Bruchfläche einem Fischauge, weshalb sich die Bezeichnung „fish-eye-fracture“ für dieses Ausfallbild etabliert hat. Eine einheitliche Nomenklatur für die ebenfalls charakteristische fein strukturierte Schwingbruchfläche, die sich in unmittelbarer Nähe zum Einschluss häufig aber nicht zwingend einstellt, existiert hingegen bisher nicht. Auch fehlen einheitliche und übergreifende werkstoffmechanische Erklärungen für das Phänomen, das von MURAKAMI *et al.* [38] als optisch dunkles Gebiet (engl. Optically Dark Area, ODA), von SHIOZAWA *et al.* [39] als körnig glänzende Facette (engl. Granular Bright Facet, GBF) und von SAKAI *et al.* [40] als feinkörniges Gebiet (engl. Fine Granular Area, FGA) bezeichnet wird. Die verschiedenen Erklärungsansätze zeigen jedoch alle, dass beim Volumenversagen nicht zwingend von einer kritischen Einschlussgröße ausgegangen werden kann, unterhalb derer es unter bruchmechanischer Betrachtung nicht mehr zu Ausfällen kommen kann. Auch kleinste Einschlüsse können nach Ausbildung der charakteristischen Zone, für die nachfolgend die Nomenklatur von MURAKAMI verwendet wird, noch zum Versagen führen. Allerdings setzt der Prozess entsprechend viele Beanspruchungszyklen voraus [41, 42].

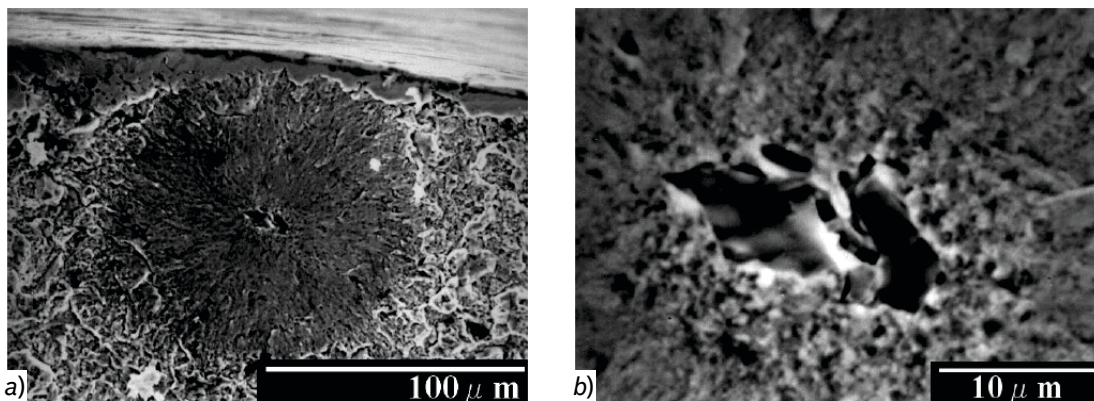


Abb. 2-8: Typische Schwingbruchfläche im Stahl 100Cr6 bei Rissinitiierung an einem Einschluss im Volumen; a) Fischauge und b) ODA im Fischauge [43]; entnommen aus [44]

Der Wälzlagerstahl 100Cr6 (SAE 52100, JIS SUJ2, Werkstoffnummer: 1.3505) gehört als Vertreter der Typ-II-Werkstoffe zu einem der bis dato meist untersuchten Stähle im VHCF-Gebiet. Schwingbruchausgänge können bei diesem Werkstoff an der Oberfläche und im Volumen insbesondere an Calciumaluminaten, Titancarbonitriden und Mangansulfiden beobachtet werden [45]. In Abb. 2-9 sind exemplarisch die Ermüdungsdaten von zwei Wöhlerversuchsreihen dargestellt, die von sechs japanischen Forschungsgruppen im Rahmen einer gemeinsamen Untersuchung an gleichen Proben des hochkohlenstoffhaltigen Chromstahls ermittelt wurden [43, 46].

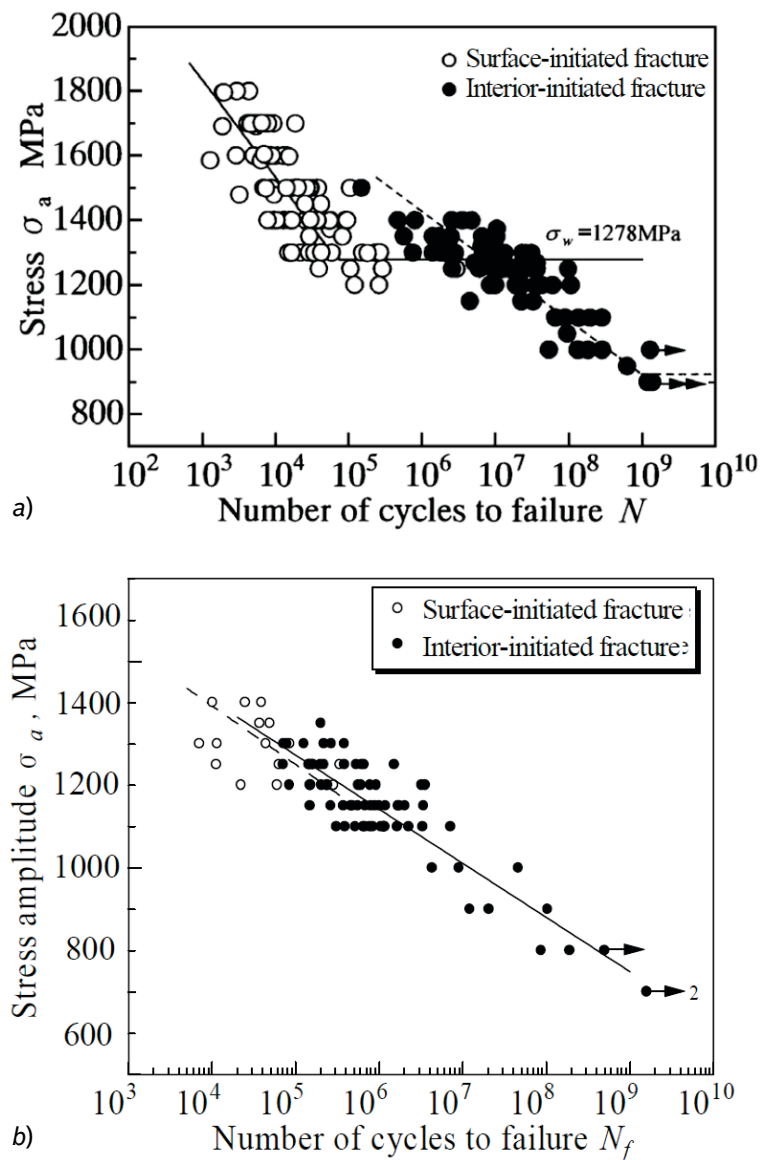


Abb. 2-9: Mechanismenwöhlerlinien für glatte Proben aus 100Cr6 unter a) Umlaufbiegung und b) Zug-Druck-Wechselbeanspruchung [43, 46]; entnommen aus [44]

Es zeigt sich, dass das Versagen, wie von MUGHRABI postuliert, bei der glatten Probe unter Umlaufbiegung im klassischen Zeitfestigkeitsgebiet überwiegend von der Oberfläche ausgeht, wohingegen im VHCF-Bereich die Rissinitiierung nicht ausschließlich, aber in der Regel unterhalb der Oberfläche an nichtmetallischen Einschlüssen erfolgt, Abb. 2-9 a). Die Wöhlerlinien der beiden konkurrierenden Versagensmechanismen lassen sich bei der Umlaufbiegeprobe eindeutig voneinander trennen. Bei der glatten Probe unter axialer, rein wechselnder Beanspruchung gelingt es hingegen nicht, die Oberflächen- und Volumenwöhlerlinie eindeutig zu isolieren. Die beiden Versagensmechanismen treten zumindest im klassischen Zeitfestigkeitsgebiet nebeneinander auf, Abb. 2-9 b). MURAKAMI *et al.* führen diese veränderte Charakteristik der Mechanismenwöhlerlinie auf das größere hochbeanspruchte Volumen und die damit höhere Auftretenswahrscheinlichkeit von großen Einschlüssen in der Zug-Druck-Probe gegenüber der Umlaufbiegeprobe zurück [47]. Auch in den Untersuchungen von NAKAJIMA *et al.* [48] führen deshalb größere nichtmetallische Einschlüsse unter axialer Beanspruchung zum Ausfall als unter Wechselbiegung.

Einen vergleichbaren Effekt können (durch z. B. Kugelstrahlen induzierte) Druckeigenstressungen im Randbereich bewirken. Das Versagen im Werkstoffinneren dominiert, bedingt durch die schützende Wirkung der Eigenstressungen an der Oberfläche, in diesem Fall die Wöhlerlinie im gesamten Lebensdauerbereich [49, 50].

Wie Untersuchungen von SAKAI *et al.* [51] zeigen, kann sich auch die Härte als Folge unterschiedlicher Wärmebehandlungsparameter bei einem gegebenen Grundwerkstoff entscheidend auf die Mechanismenwöhlerlinie auswirken. In Abb. 2-10 sind Wöhlerlinien unter Umlaufbiegung für drei unterschiedlich angelassene, aber ansonsten vergleichbare Probenvarianten dargestellt. Es wird deutlich, dass mit zunehmender Härte die Dauerfestigkeit der Oberflächenausfälle ansteigt, gleichzeitig aber die Schwingfestigkeit der an inneren Einschlüssen induzierten Ausfälle abnimmt. SAKAI *et al.* folgern, dass sich der Ermüdungsmechanismus im Volumen und insbesondere im ODA grundlegend von dem bei Oberflächenversagen unterscheiden muss. Sie vermuten, dass die im Probenvolumen bei der höheren Anlasstemperatur feiner verteilten Carbide die Versetzungsbewegungen im ODA hemmen. Ob jedoch auch zusätzliche aus der Wärmebehandlung resultierende Effekte (wie z. B. ein veränderter Eigenstressungsverlauf) das gegenläufige Verhalten von Oberflächen- und Volumenwöhlerlinie bewirken können, bleibt ungeklärt.

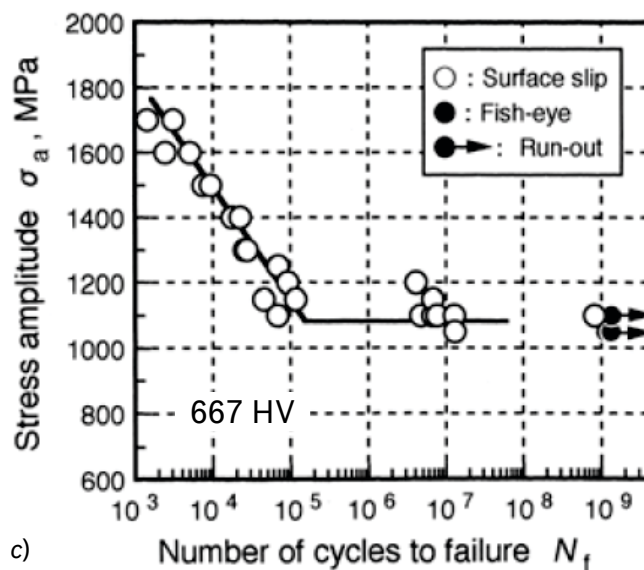
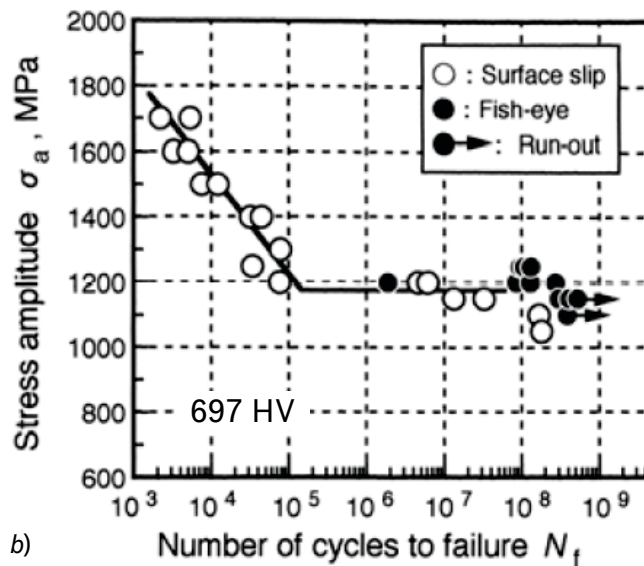
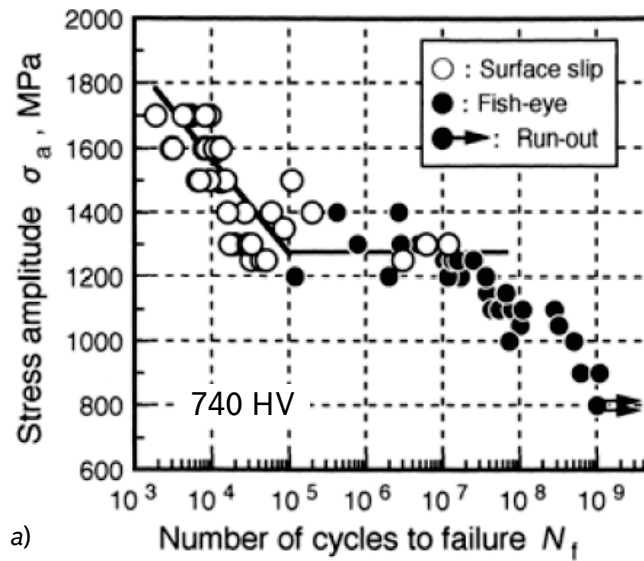


Abb. 2-10: Mechanismenwöhlerlinien für glatte Proben aus 100Cr6 unter Umlaufbiegung; die Anlasstemperaturen der Proben betragen a) 180 °C, b) 220 °C bzw. c) 260 °C [51]

Die bisher vorgestellten Versuche wurden wie nahezu alle publizierten Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von 100Cr6 im VHCF-Bereich an glatten Proben mit polierter Oberfläche durchgeführt. Nur sehr wenige Veröffentlichungen beschäftigen sich bisher mit dem Einfluss von Kerben, der Oberflächenbeschaffenheit und einer überlagerten statischen Mittellast. Eine Ausnahme stellen Untersuchungen von AKINIWA *et al.* [52] an glatten und gekerbten Proben unter Zug-Druck-Wechselbelastung dar. Die Wöhlerversuche zeigen erwartungsgemäß, dass durch die Kerbe die Wahrscheinlichkeit für Versagen an nichtmetallischen Einschlüssen unterhalb der Oberfläche abnimmt. Bei VHCF-Schwingspielzahlen treten bei den gekerbten Proben jedoch in einem großen Streuband Ausfälle an der Oberfläche und z. T. auch knapp unterhalb der Oberfläche auf, Abb. 2-11. Nichtmetallische Einschlüsse am Bruchausgang konnten bei den letztgenannten Ausfällen jedoch nicht gefunden werden.

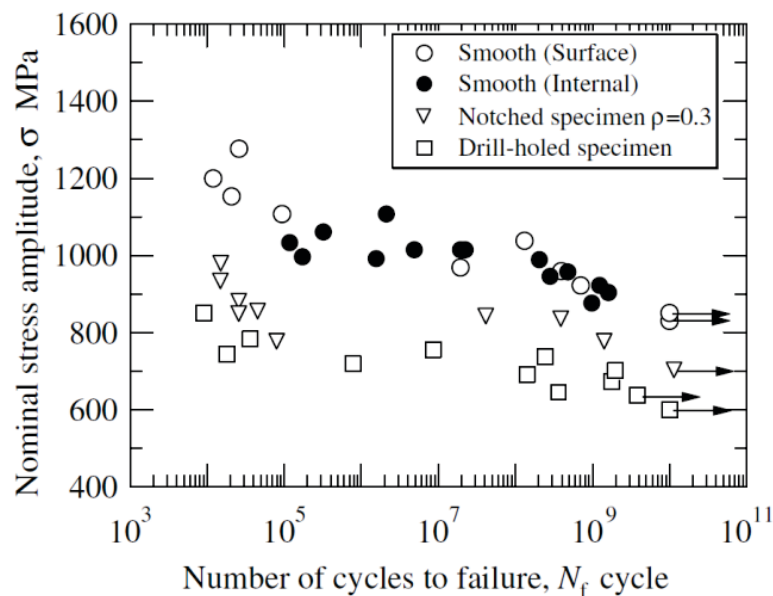


Abb. 2-11: Mechanismenwöhlerlinien für glatte und gekerbte Proben aus 100Cr6 bei Zug-Druck-Wechselbeanspruchung [52]

Ebenfalls Ausfälle in einem großen Streuband traten bei glatten Zug-Druck-Proben an der Oberfläche in den Untersuchungen von MAYER *et al.* [53] auf, Abb. 2-12. MAYER *et al.* vermuten, dass die späten Oberflächenausfälle in den Wöhlerversuchen aus der Oberflächenbeschaffenheit der Proben resultieren. Da geschliffene Proben untersucht wurden, enthält die Oberfläche der Prüflinge kleinste Defekte wie Riefen und Furchen. Diese rissartigen Defekte können auch unter dem Schwellenwert langer Risse wachsen, benötigen nach MAYER *et al.* für das Kurzrissswachstum aber entsprechend viele Beanspruchungszyklen. Dadurch treten die beiden Versagensmechanismen auch im VHCF-Gebiet nebeneinander auf.

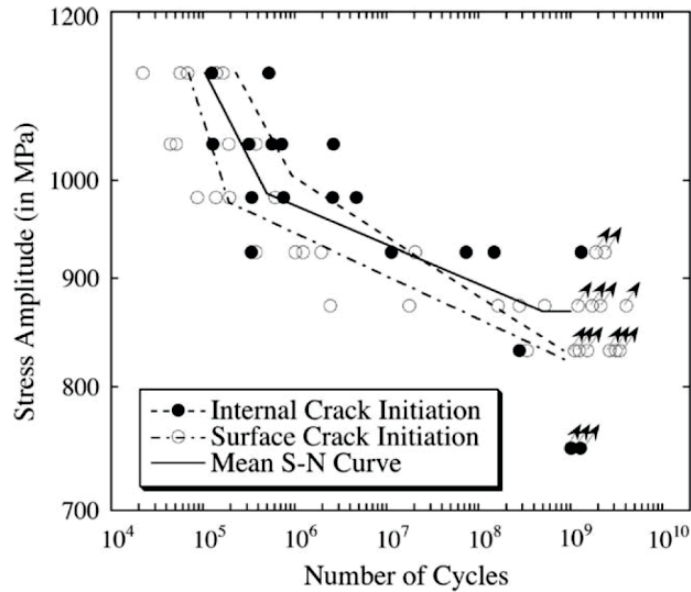


Abb. 2-12: Mechanismenwöhlerlinien für glatte geschliffene Proben aus 100Cr6 bei Zug-Druck-Wechselbeanspruchung [53]

Wie Untersuchungen von SAKAI *et al.* [54] zudem zeigen, führen bei der glatten Probe unter axialer Belastung Spannungsverhältnisse im Zugschwellbereich zu einem deutlichen Abfall der Schwingfestigkeit. Ob das Spannungsverhältnis auch einen Einfluss auf die relative Lage der konkurrierenden Versagensmechanismen zueinander hat, konnte aufgrund des geringen Stichprobenumfangs nicht abschließend geklärt werden, Abb. 2-13.

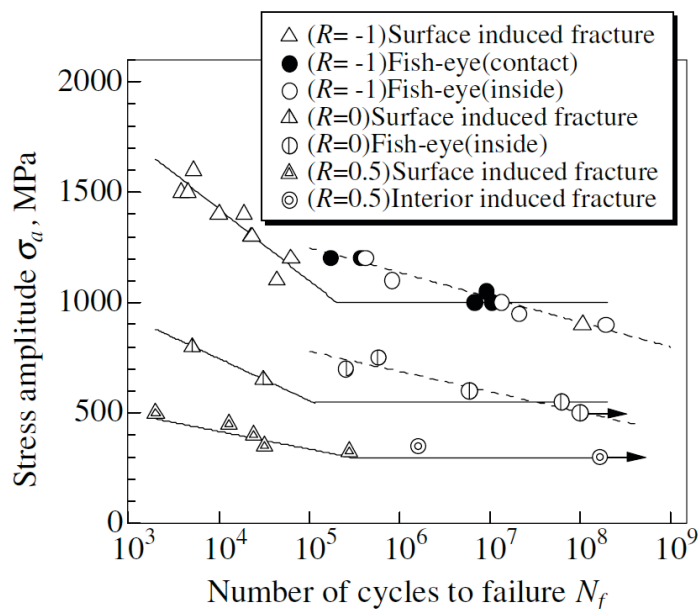


Abb. 2-13: Mechanismenwöhlerlinien für glatte Proben aus 100Cr6 bei verschiedenen Spannungsverhältnissen [54]

2.2 Einflüsse auf die Schwingfestigkeit und Modellvorstellungen

Im vorangegangenen Abschnitt konnte exemplarisch anhand des Wälzlagerstahls 100Cr6 aufgezeigt werden, dass die Schwingfestigkeit von einer Vielzahl von Einflussfaktoren abhängt. Die konkrete Auswirkung ausgewählter Einflussgrößen fasst Abb. 2-14 schematisch in einer Darstellung nach GUDEHUS und ZENNER [12] zusammen. Die Abbildung beschränkt sich auf die Schwingfestigkeit von an der Oberfläche initiierten Ermüdungsrissen im klassischen Schwingspielzahlbereich $N \leq 10^7$. Bereits aus dieser Darstellung wird ersichtlich, dass die Ergebnisse von Wöhlerversuchen wesentlich von den zugehörigen Versuchsrandbedingungen abhängen können. Bei der Durchführung von Ermüdungsversuchen sind deshalb zwingend definierte Randbedingungen erforderlich. Eine (unbeabsichtigte) Variation dieser kann zu einer falschen Interpretation von Versuchsergebnissen führen. Die Randbedingungen bei der Schwingfestigkeitserprobung im Labor sollten deshalb auch möglichst mit denen in der Realität übereinstimmen. Abb. 2-14 macht darüber hinaus deutlich, dass eine treffsichere Lebensdauerprognose bei komplexeren Bauteilen bzw. Werkstoffzuständen nur gelingen kann, wenn alle relevanten Einflussfaktoren bei der Schwingfestigkeitsbewertung entsprechend berücksichtigt werden. Die für diese Arbeit wesentlichen Einflussfaktoren sollen nachfolgend ausführlich vorgestellt werden. Dabei wird auf die zugrundeliegenden Mechanismen und ausgewählte Modellansätze eingegangen. Die Modellansätze sollen es ermöglichen, die Auswirkung einzelner Einflussgrößen in der Auslegung schwingbruchgefährdeter Bauteile zu berücksichtigen.

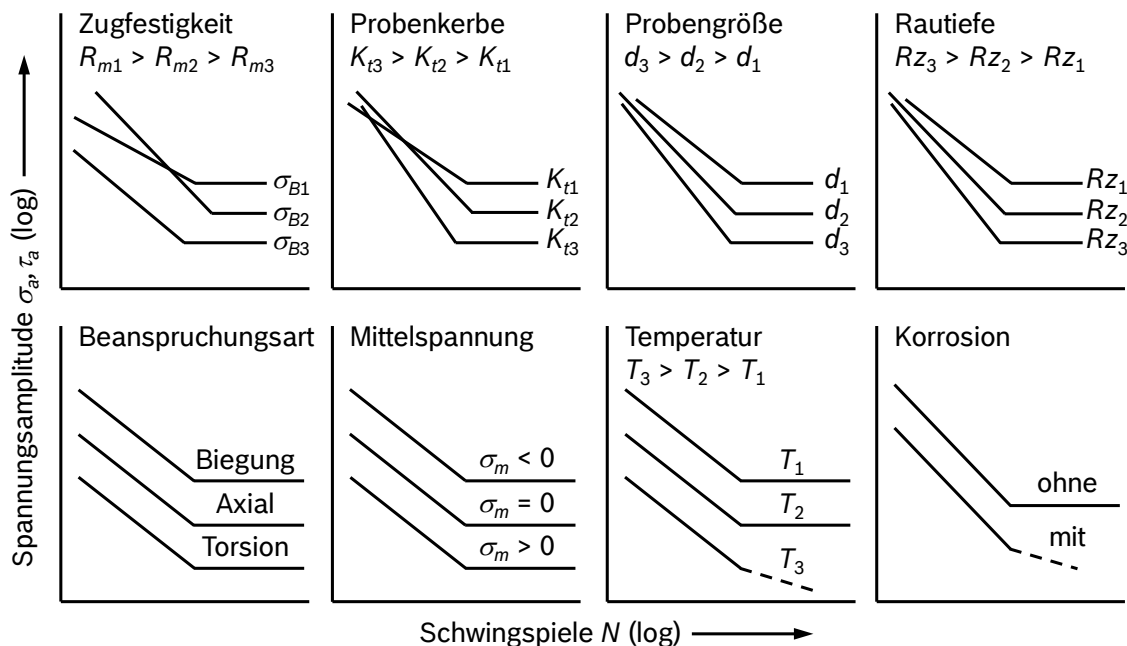


Abb. 2-14: Auswirkung ausgewählter Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit; schematische Darstellung in Anlehnung an GUDEHUS und ZENNER [12]

2.2.1 Einfluss von Mittel- und Eigenspannungen

Die Schwingfestigkeit hängt wesentlich von der anliegenden Mittelspannung und somit auch vom Spannungs- bzw. Lastverhältnis ab. Wie in Abb. 2-14 bereits angedeutet wurde, haben Zugmittelspannungen im Allgemeinen einen negativen und Druckmittelspannungen einen positiven Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Die Abhängigkeit der Schwingfestigkeit von der Mittelspannung bzw. dem Spannungsverhältnis kann im sogenannten Dauerfestigkeitsschaubild nach SMITH oder HAIGH erfolgen. In der Darstellungsform nach HAIGH wird die ertragbare Spannungsamplitude σ_A über der Mittelspannung σ_m aufgetragen. Ein entsprechendes Dauerfestigkeitsschaubild ist in Abb. 2-15 schematisch mit den Grenzwerten der ertragbaren Spannungsamplitude entsprechend den Näherungsformeln gemäß Gl. (2-7) nach GOODMAN und Gl. (2-8) nach GERBER sowie dem Vorschlag der FKM-Richtlinie dargestellt. Für S_G in Gl. (2-7) wird die Zugfestigkeit R_m und für S_P in Gl. (2-8) die Streckgrenze R_e oder jeweils ein an Experimente angepasster Wert eingesetzt [3].

$$\sigma_A = \sigma_W \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_G} \right) \quad (2-7)$$

$$\sigma_A = \sigma_W \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{S_P} \right)^2 \right] \quad (2-8)$$

Zur Charakterisierung des Einflusses der Mittelspannung σ_m bzw. des Spannungsverhältnisses R auf die ertragbare Schwingfestigkeitsamplitude wurde von SCHÜTZ die in Abb. 2-15 angegebene Mittelspannungsempfindlichkeit M eingeführt [55]. Der dimensionslose Parameter kennzeichnet im Haigh-Diagramm die Neigung des Kurvenzugs zwischen der Wechselfestigkeit σ_W und der Schwellfestigkeit $\sigma_A(R=0)$ entsprechend Gl. (2-9).

$$M = \tan \beta = \frac{\sigma_A(R=-1) - \sigma_A(R=0)}{\sigma_m(R=0)} = \frac{\sigma_W}{\sigma_A(R=0)} - 1 \quad (2-9)$$

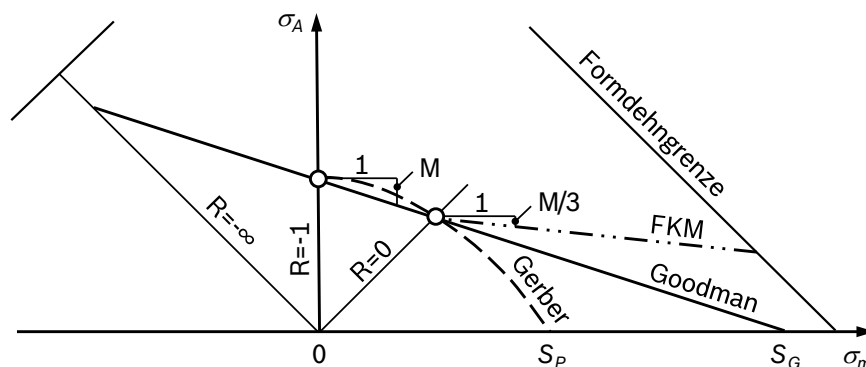


Abb. 2-15: Schematisches Dauerfestigkeitsschaubild nach HAIGH mit der Mittelspannungsempfindlichkeit M nach SCHÜTZ, fortgeführt für $R > 0$ nach der Goodman-Geraden, der Gerber-Parabel und nach dem Vorschlag der FKM-Richtlinie; in Anlehnung an RADAJ [4]

Mit der Mittelspannungsempfindlichkeit M kann in Anlehnung an die FKM-Richtlinie ein dimensionsloser Mittelspannungsfaktor K_M definiert werden, Gl. (2-10). Dieser beschreibt den Abfall der Schwingfestigkeit unter Annahme eines linearen Verlaufs in Abhängigkeit von der Mittelspannungsempfindlichkeit M und dem Spannungsverhältnis R .

$$K_M = \frac{1}{1 + M \cdot \frac{1+R}{1-R}} \quad (2-10)$$

Anstelle des linearen Verlaufs kann entsprechend der FKM-Richtlinie aber auch ein mehrteiliger Geradenzug verwendet werden, vgl. Abb. 2-15. Die Mittelspannungsempfindlichkeit M gilt dabei nur für den Bereich zwischen $R = -\infty$ und $R = 0$. Im Bereich $R = 0$ bis $R = 0,5$ wird $M/3$ und darüber hinaus $M = 0$ oder aber weiterhin $M/3$ angesetzt. Der flachere Verlauf bei hohen Zugschwellbeanspruchungen entspricht experimentellen Befunden und wird bei Bauteilen und gekerbten Proben mit elastisch-plastischen Verformungen und Spannungsumlagerungen im Kerbgrund erklärt [4]. Die Mittelspannungsempfindlichkeit M als Funktion der Zugfestigkeit ist in Abb. 2-16 für verschiedene Metalllegierungen dargestellt. Die Abbildung zeigt, dass die Mittelspannungsempfindlichkeit im Allgemeinen mit der Zugfestigkeit ansteigt. Diese Zunahme kann mit einer abnehmenden zyklischen Relaxations- bzw. Kriechfähigkeit bei höherfesten Werkstoffen begründet werden [4]. Bei hochfesten Stählen muss folglich unter Zugschwellbeanspruchung mit deutlich geringeren Schwingfestigkeiten gerechnet werden als bei rein wechselnder Beanspruchung. So konnte LINKEWITZ an glatten und gekerbten Proben aus 100Cr6 ($R_m = 2600$ MPa) auch relativ hohe Mittelspannungsempfindlichkeiten von $M = 0,43 \dots 0,49$ ableiten [56]. Grundlage für die Bestimmung dieser Mittelspannungsempfindlichkeiten waren Wöhlerversuchsreihen bei $R = -1$ und $R = 0,1$ bis zu einer Grenzwahrschwingzahl von $N_G = 10^7$.

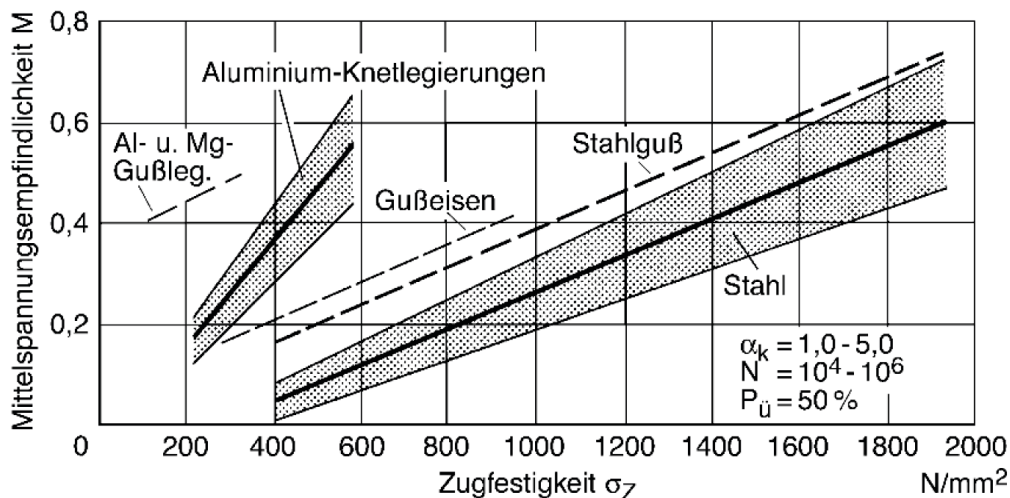


Abb. 2-16: Mittelspannungsempfindlichkeit von Metalllegierungen, ermittelt an ungekerbten und gekerbten Proben [4]

Auch Eigenspannungen können insbesondere bei hochfesten Werkstoffzuständen einen erheblichen Einfluss auf die ertragbare Schwingbeanspruchung haben. Es ist bekannt, dass bainitisierte Werkstücke aus 100Cr6 aufgrund der Kombination von Wärme- und Umwandlungsspannungen während der Wärmebehandlung im Randbereich Druckeigenspannungen aufweisen können [57, 58]. Neben den Eigenspannungen aus der Wärmebehandlung können bei diesen Bauteilen zudem durch eine geeignete Wahl der Schleifparameter bei der Endbearbeitung auch Eigenspannungen im Druckbereich an der Oberfläche induziert werden [59, 60]. Die Wirkung dieser Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit ist grundsätzlich vergleichbar zur Wirkung einer entsprechenden Lastmittelspannung. Im Unterschied zu Mittelspannungen können Eigenspannungen während der Schwingbeanspruchung, bedingt durch Fließgrenzenüberschreitung im Zug- oder Druckbereich, durch zyklenabhängige Relaxation und zyklenabhängiges Kriechen, vollständig oder auch nur teilweise abgebaut werden [4]. Bei höherfesten Werkstoffen wird dieser Eigenspannungsabbau in der Regel jedoch aufgrund der hohen zyklischen Streckgrenze und den geringen plastischen Verformungsreserven erschwert [3]. So zeigen u. a. auch die Untersuchungen von LINKEWITZ [56], dass die an Schwingproben durch Schleifen induzierten Druckeigenspannungen in der Randschicht bei zyklischer Beanspruchung konstant bleiben.

2.2.2 Einfluss der Prüffrequenz

Wenn Korrosion, erhöhte Temperatur und ein Überschreiten der Fließgrenze ausgeschlossen werden können, dann ist bei Stahl der Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Schwingfestigkeit im Wöhlerversuch in einem bestimmten Frequenzbereich sehr gering bis vernachlässigbar. Dieser Bereich wird von RADAJ [4] mit $1 \leq f \leq 1000$ Hz, von BUXBAUM [61] mit $1 \leq f \leq 100$ Hz, von GUDEHUS und ZENNER [12] mit $0,1 \leq f \leq 100$ Hz und in der VDI-Richtlinie Nr. 2227 [62] mit $4 \leq f \leq 250$ Hz angegeben.

Eine von LEYENDECKER [63] durchgeführte Literaturlauswertung zeigt jedoch, dass in den genannten Frequenzbereichen bei Stählen höhere Prüffrequenzen im Wöhlerversuch einerseits zu einem signifikanten Abfall, andererseits aber auch zu einem signifikanten Anstieg der Schwingfestigkeit führen können. Die von ihm aufgelisteten z. T. sehr widersprüchlichen Versuchsergebnisse und Schlussfolgerungen machen deutlich, dass der Einfluss der Frequenz auf die Schwingfestigkeit auch im konventionellen Prüffrequenzbereich bisher nicht abschließend und eindeutig geklärt werden konnte. Da die Schwingfestigkeitsprüfung im VHCF-Bereich in der Regel bei Ultraschallfrequenz erfolgt, muss angenommen werden, dass sich diese Prüffrequenz noch extremer auf die Schwingfestigkeit auswirken kann. Ein Einfluss der Schwingfrequenz auf das Ergebnis des Wöhlerversuchs bei der Prüfung im Ultraschallbereich wird in der Fachwelt folglich auch nach wie vor diskutiert [64]. Ein ganz wesentlicher Bestandteil von Untersuchungen auf Ultraschallschwingprüfständen sollten deshalb auch vergleichende Schwingfestigkeitsversuche bei konventioneller Prüffrequenz darstellen [65].

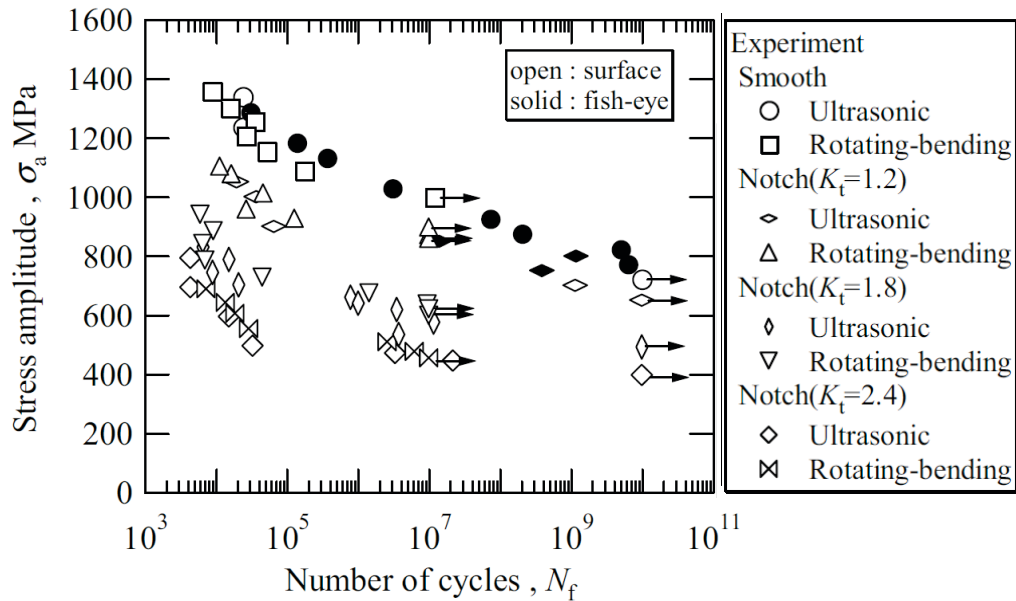


Abb. 2-17: Wöhlerlinien für glatte und gekerbte Proben aus 100Cr6 bei verschiedenen Prüffrequenzen [66]

So wurden von AKINIWA *et al.* [66] Wöhlerlinien an glatten und gekerbten Proben aus 100Cr6 bei einer Prüffrequenz von 50 Hz und 20 kHz ermittelt. Die Versuche wurden bei rein wechselnder Zug-Druck-Prüfung mit Ultraschallfrequenz und bei Umlaufbiegung mit konventioneller Prüffrequenz durchgeführt. Es sei deshalb angemerkt, dass auch die unterschiedliche Beanspruchungssituation zumindest bei der glatten Probe einen Einfluss auf die Versuchsergebnisse haben könnte. Die Ergebnisse der Untersuchung in Abb. 2-17 zeigen, dass sich bei den beiden Prüffrequenzen weitgehend vergleichbare Bruchschwingspielzahlen ergeben und somit kein Frequenzeinfluss vorliegt. Zumindest für innenliegende Bruchausgänge deckt sich diese Erkenntnis mit entsprechenden Untersuchungen an hochfesten Stählen [41, 67, 68].

Die Untersuchungen von ZHAO *et al.* [69] verdeutlichen, dass die unterschiedliche Ausprägung des Frequenzeinflusses bei einem gegebenen Ausgangsmaterial auch wesentlich von der Mikrostruktur des wärmebehandelten Werkstoffs abhängen kann. In Abb. 2-18 sind Wöhlerlinien für 100Cr6 dargestellt, die ebenfalls an glatten Proben bei Umlaufbiegung mit konventioneller Prüffrequenz und bei wechselnder Zug-Druck-Prüfung mit Ultraschallfrequenz ermittelt wurden. Die Proben der einzelnen Versuchsreihen wurden nach dem gemeinsamen Härten bei unterschiedlichen Temperaturen angelassen. Durch die Variation der Anlasstemperaturen konnten Zugfestigkeiten zwischen 1044 MPa und 2372 MPa eingestellt werden. Die Wöhlerversuche zeigen, dass sich die Belastungsfrequenz bei den Proben mit der höchsten statischen Festigkeit nur geringfügig auf die Versuchsergebnisse auswirkt. Die Wöhlerlinien für Oberflächen- und Volumenversagen liegen bei konventioneller Prüffrequenz sogar etwas höher als bei Ultraschallfrequenz. Mit Abnahme der Zugfestigkeit kann jedoch bei den übrigen Versuchsreihen ein deutlicher Anstieg der Schwingfestigkeit bei der Prüfung mit Ultraschallfrequenz festgestellt werden. Bei den Proben mit den beiden

geringsten statischen Festigkeiten verändert sich sogar die Charakteristik der Wöhlerlinie, da sich das Bruchverhalten im VHCF-Bereich unterscheidet.

Da bei hochfesten Stählen der Fokus der Untersuchungen auf hochfrequenten Prüfsystemen in der Regel auf Schwingbrüchsausgänge an nichtmetallischen Einschlüssen unterhalb der Oberfläche liegt, fehlen weitere experimentelle Befunde für diese Werkstoffgruppe. Deutlich mehr Untersuchungsergebnisse zum Einfluss der Ultraschallprüffrequenz liegen hingegen bei nieder- und mittelfesten Werkstoffzuständen vor. So zeigen Untersuchungen von TAKEUCHI *et al.* [70] an einem Titanwerkstoff bei Versagen unterhalb der Oberfläche keinen Frequenzeinfluss auf. Ein signifikanter Anstieg der Schwingfestigkeit im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich konnte bei glatten Proben mit steigender Frequenz hingegen bei Schwingbrüchsausgängen an der Oberfläche ermittelt werden, Abb. 2-19 a). Dieser Einfluss verringert sich jedoch erheblich, wenn gekerbte anstelle der glatten Proben untersucht werden, Abb. 2-19 b).

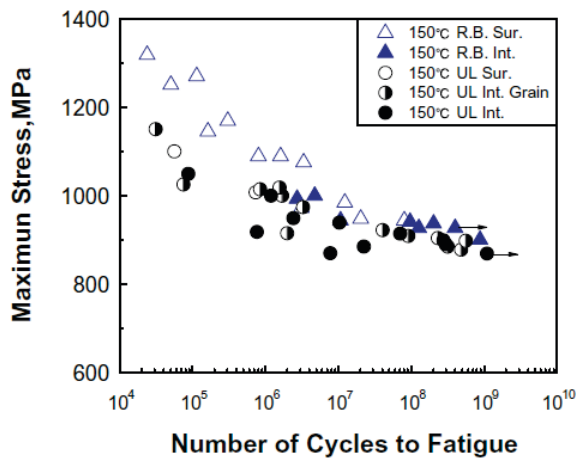
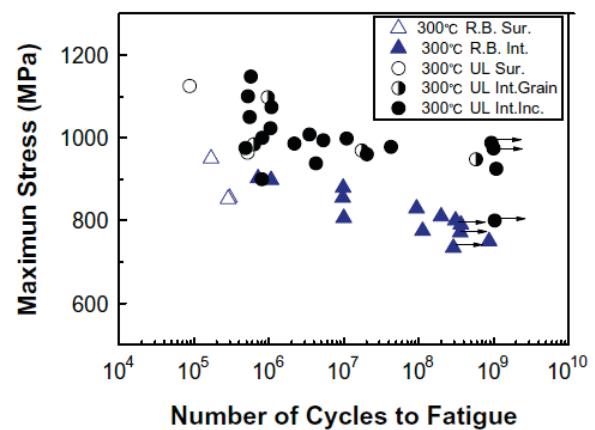
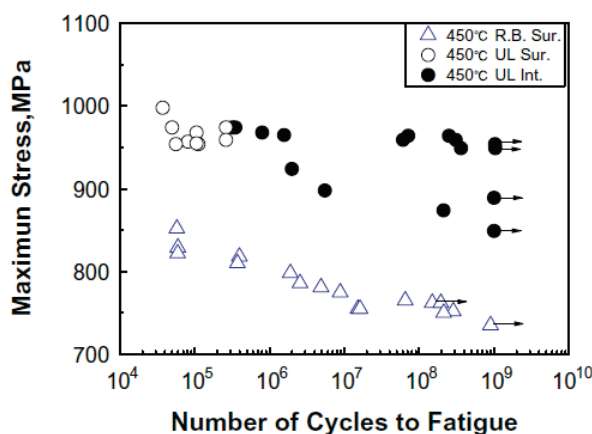
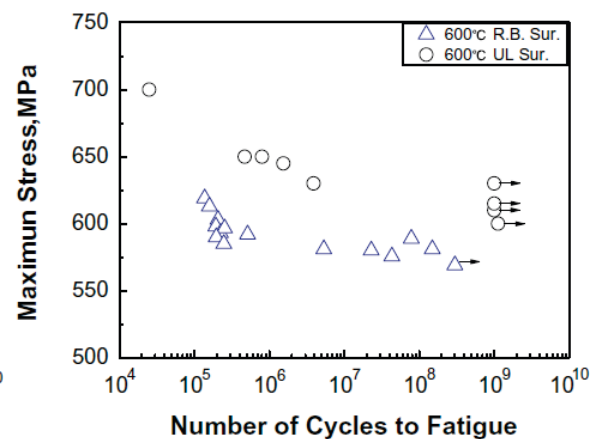
a) Anlasstemperatur: 150 °C, $R_m = 2372$ MPab) Anlasstemperatur: 300 °C, $R_m = 2150$ MPac) Anlasstemperatur: 450 °C, $R_m = 1677$ MPad) Anlasstemperatur: 600 °C, $R_m = 1044$ MPa

Abb. 2-18: Wöhlerlinien für glatte Proben aus 100Cr6 in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur und der Prüffrequenz [69], mit R.B. für konventionelle Umlaufbiegung, UL für Ultraschallprüfung, Sur. für Oberflächenversagen, Int. für Volumenversagen und Inc. für Einschluss

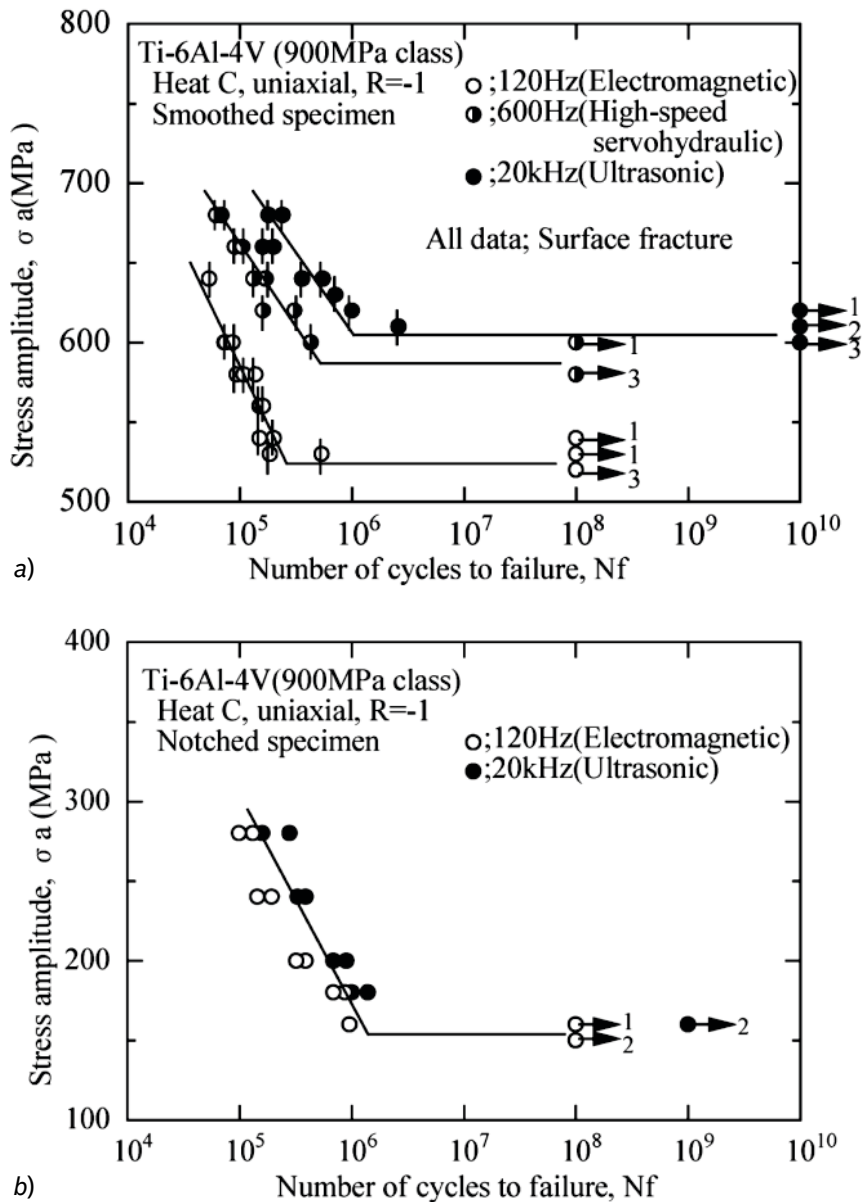


Abb. 2-19: Wöhlerlinien für eine a) glatte und b) gekerbte Probenvariante aus Ti-6Al-4V bei verschiedenen Prüffrequenzen [70]

Ebenfalls keinen signifikanten Einfluss der Prüffrequenz konnten ISSLER *et al.* [71] bei Ausfällen an der Oberfläche an gekerbten Proben aus einem ausscheidungsgehärteten ferritisch-perlitischen Stahl feststellen. Wöhlerversuche von BAYRAKTAR *et al.* [72] mit diesem Werkstoff weisen zudem auch an glatten Proben keinen Einfluss der Prüffrequenz auf. Bei Aluminiumlegierungen zeigen Untersuchungen [71, 73, 74, 75] bei konventioneller Prüffrequenz und Schwingfrequenzen im Ultraschallbereich ferner, dass auch der Werkstoffzustand bei Oberflächenversagen entscheiden kann, ob sich ein signifikanter oder auch kein Frequenzeinfluss einstellt. Ein ähnliches Bild ergibt sich am Vergütungsstahl 50CrMo4. Die beiden Wöhlerversuchsreihen unter rein wechselnder Beanspruchung von SCHNEIDER *et al.* [76] an gekerbten Schwingproben aus 50CrMo4 mit einer Streckgrenze von $R_{p0,2} = 840$ MPa zeigen einen erheblichen Einfluss der Prüffrequenz sowohl im Zeit- als auch im Dauerfestigkeitsbereich, Abb. 2-20.

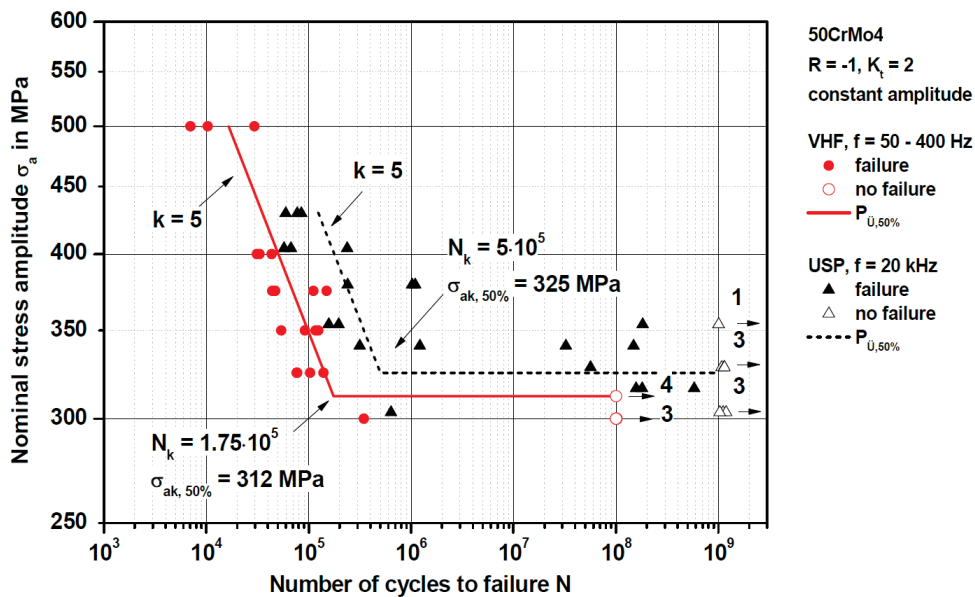


Abb. 2-20: Wöhlerlinien für gekerbte Proben aus 50CrMo4 ($R_{p0,2} = 840 \text{ MPa}$) unter Zug-Druck-Wechselbeanspruchung bei verschiedenen Prüffrequenzen [76], mit VHF für servohydraulische Prüfmaschine und USP für Ultraschallschwingprüfmaschine

Die vergleichbaren Untersuchungen von SCHMID [77] an identisch gekerbten Schwingproben aus 50CrMo4 mit einer Streckgrenze von $R_{p0,2} = 1120 \text{ MPa}$ weisen hingegen nur einen geringfügigen, statistisch nicht signifikanten Frequenzeinfluss im Zeitfestigkeitsgebiet auf, Abb. 2-21. Erst bei einer schwellenden Beanspruchung konnte SCHMID auch an dem von ihm untersuchten Werkstoffzustand einen statistisch signifikanten Einfluss der Prüffrequenz im Zeitfestigkeitsbereich feststellen. Eine Veränderung der Dauerfestigkeit konnte jedoch auch in diesen Untersuchungen nicht festgestellt werden.

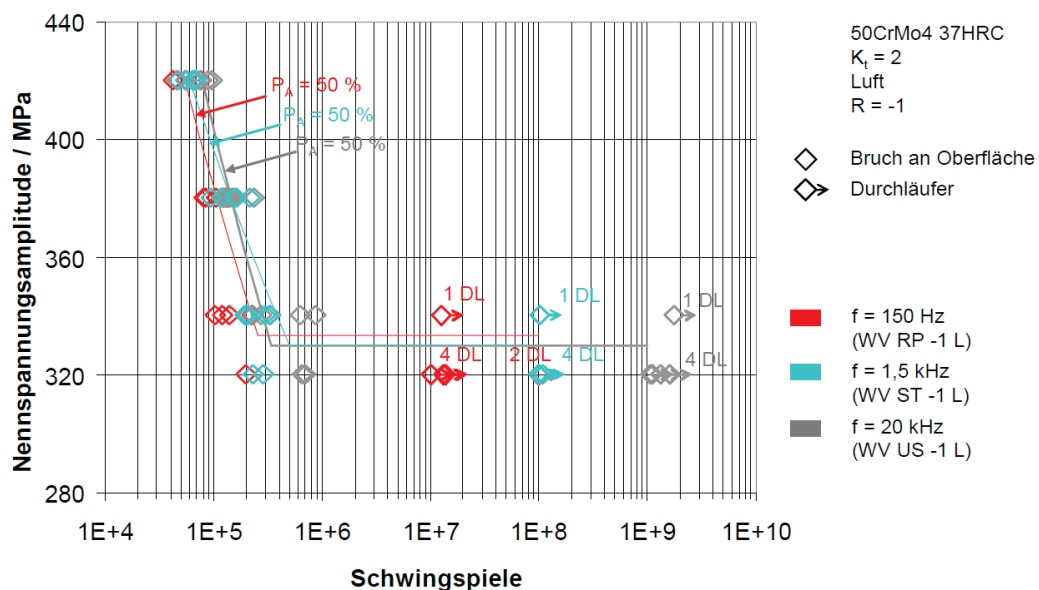


Abb. 2-21: Wöhlerlinien für gekerbte Proben aus 50CrMo4 ($R_{p0,2} = 1120 \text{ MPa}$) unter Zug-Druck-Wechselbeanspruchung bei verschiedenen Prüffrequenzen [77], mit RP für Resonanzpulser, ST für Schwingtisch, US für Ultraschallschwingprüfmaschine und L für Luft

Als mögliche Ursachen für den Frequenzeinfluss werden in den referenzierten Untersuchungen und allgemein in der Literatur

- thermisch aktivierte Versetzungsbewegungen,
- Temperaturentwicklungen,
- Schwingungsrisskorrosion und
- ein Einfluss der Prüftechnik

diskutiert. Die einzelnen Phänomene, deren Auswirkungen in experimentellen Untersuchungen oft nur schwierig voneinander getrennt werden können, sollen nachfolgend ausführlich erläutert werden.

Thermisch aktivierte Versetzungsbewegungen

Der direkte Einfluss der Frequenz auf die Schwingfestigkeit kann mit thermisch aktivierten Versetzungsbewegungen begründet werden. Eine steigende Prüffrequenz führt zu einer erhöhten Dehnrate. Die Entstehung und Bewegung von Versetzungen wird gehemmt und es bilden sich geringere plastische Dehnungsamplituden aus. Entsprechend den experimentellen Untersuchungen von LAIRD *et al.* [78] ist dieser Zusammenhang bei Metallen mit kubisch-raumzentriertem Gitter besonders stark ausgeprägt. Bei Metallen mit kubisch-flächenzentriertem Gitter hängt die Spannungs-Dehnungs-Antwort hingegen nur geringfügig von der Dehngeschwindigkeit ab.

Die Dehnratenabhängigkeit wirkt sich zunächst auf die Rissbildungsphase aus. Es wird aber davon ausgegangen, dass sich der Mechanismus in der Rissfortschrittsphase ebenfalls erheblich auf die Lebensdauer auswirken kann [79]. Gestützt wird diese These u. a. durch Untersuchungen von TSUTSUMI *et al.* [80] an einem 0,13-%-Kohlenstoffstahl. Für den Werkstoff wurden Spannungs-Dehnungs-Diagramme in Split-Hopkinson-Bar-Versuchen mit Dehnraten ermittelt, die auch bei der Prüfung mit Ultraschallfrequenz auftreten. Die Versuchsergebnisse machen deutlich, dass die Spannungs-Dehnungs-Antwort bei dynamischer Beanspruchung durch höhere Dehnraten zu höheren ertragbaren Spannungen verschoben wird. Es wird vermutet, dass dieser Effekt ebenfalls bei zyklischer Beanspruchung auftritt. Bei konventioneller Prüffrequenz beobachteten TSUTSUMI *et al.* zudem eine deutlich höhere Versetzungsdichte in einem großen Bereich um die Rissspitze, als dies bei Ultraschallfrequenz der Fall war. Sie folgern, dass die plastische Zone an der Rissspitze bei Ultraschallfrequenz deutlich kleiner ist als bei konventioneller Prüffrequenz, Abb. 2-22. Das Risswachstum muss bei höheren Frequenzen folglich verlangsamt ablaufen. Die geringeren plastischen Dehnungsamplituden und die geringeren Rissfortschrittsraten führen beim untersuchten Werkstoff nach TSUTSUMI *et al.* demnach zu höheren Lebensdauern bei Ultraschallfrequenz. Die Autoren können jedoch überlagerte Effekte (z. B. durch das Umgebungsmedium) nicht vollständig ausschließen und empfehlen, entsprechende

Versuchsreihen zukünftig durch Untersuchungen in Vakuum zu ergänzen. Darüber hinaus verweisen sie auf publizierte Untersuchungen an hochfesten Stählen, die gezeigt haben, dass deren mechanischen Eigenschaften (wie Streckgrenze und Zugfestigkeit) unabhängig von der Dehnrates sind. Nach ZHAO *et al.* führt die feine Mikrostruktur in Verbindung mit feinst verteilten Carbiden bei diesen Stählen zudem bereits bei geringen Prüffrequenzen zu sehr eingeschränkten Versetzungsbewegungen [69]. Hochfeste Stähle sollten demnach keinen signifikanten Frequenzeinfluss zeigen, sofern die im Nachfolgenden beschriebenen Effekte ausgeschlossen werden können.

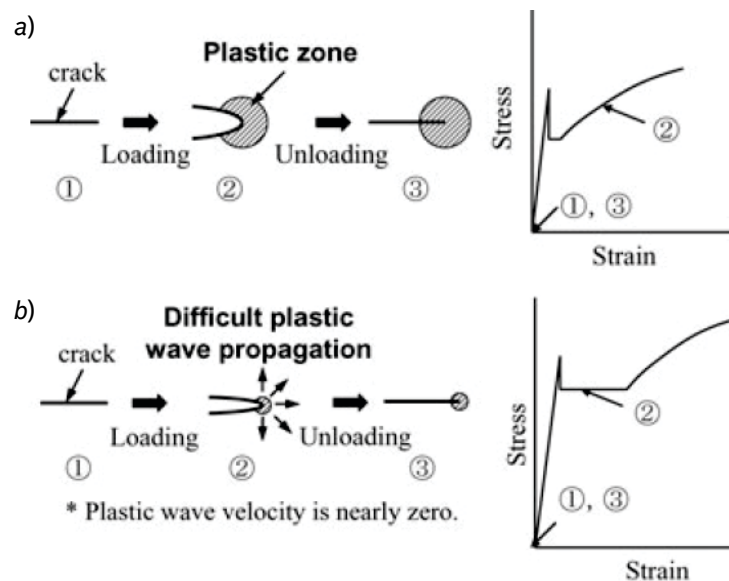


Abb. 2-22: Mechanismen der Rissfortschrittsphase bei a) konventioneller Prüffrequenz und b) Prüfung mit Ultraschallfrequenz; schematische Darstellung nach TSUTSUMI *et al.* [80]

Temperaturentwicklungen

Bei zyklischer Beanspruchung wird im Werkstoff thermische Energie durch plastische Verformung, Reibung und Dämpfung freigesetzt. Bei hohen Versuchsfrequenzen kann diese Wärmeenergie nicht mehr vollständig an die Umgebung abgeführt werden. Als Folge stellt sich eine erhöhte Prüflingstemperatur ein. Bei metallischen Werkstoffen führt eine gegenüber der Raumtemperatur erhöhte Temperatur zu reduzierten Schwingfestigkeiten [4]. Dies kann mit einer erhöhten Aktivierung der Versetzungen und folglich mit einer stärker ausgeprägten plastischen Werkstoffverformung begründet werden. Der Schwingfestigkeitsabfall bei höheren Prüffrequenzen kann somit nur noch indirekt auf die Frequenz und vielmehr auf temperaturbedingte Veränderungen im Werkstoffverhalten zurückgeführt werden. Die Auswirkung einer Probenkühlung auf die Schwingfestigkeit bei konventionellen Prüffrequenzen zeigt Abb. 2-23 exemplarisch für einen unlegierten Feinkornbaustahl [81]. Durch die Kühlung des Prüflings wird der temperaturbedingte Schwingfestigkeitsabfall bei höheren Prüffrequenzen unterbunden. Der reine Frequenzeinfluss führt demnach bei höherer Prüffrequenz zu höheren Schwingfestigkeiten.

Die Zunahme der Wärmeentwicklung hängt grundlegend vom Werkstoff, von der Höhe der Beanspruchung und von der Größe des höchstbeanspruchten Volumens ab. Bei duktileren Werkstoffen, höheren Beanspruchungsamplituden und größeren höchstbeanspruchten Probenvolumen muss tendenziell eher mit einer Temperaturerhöhung gerechnet werden [79]. Wie verschiedene Autoren [28, 82, 83] berichten, kann daher insbesondere auch bei der Ultraschallprüftechnik aufgrund der sehr hohen Prüffrequenz eine unzulässige Proben-erwärmung auftreten. MAYER [27] empfiehlt aus diesem Grund, Proben auf Ultraschall-schwingprüfmaschinen zu kühlen und schlägt darüber hinaus einen Puls-Pause-Betrieb vor.

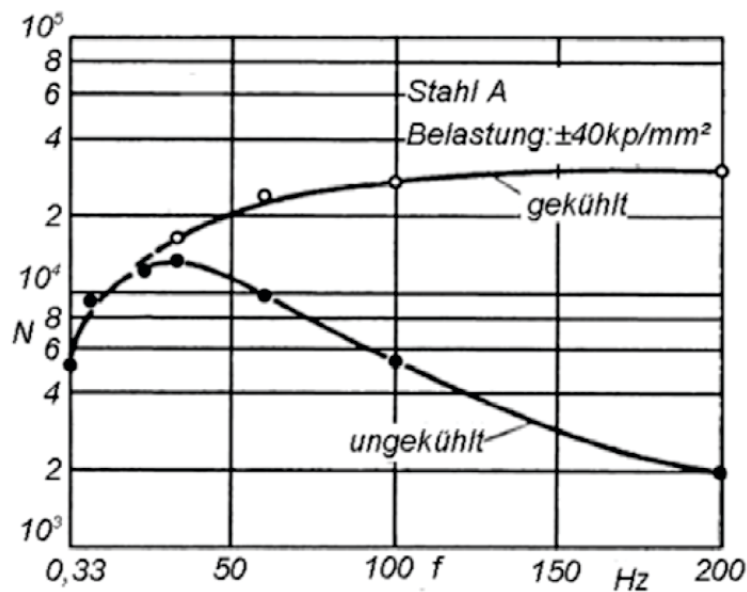


Abb. 2-23: Frequenzeinfluss infolge der Temperaturentwicklung bei höheren Prüffrequenzen [81]

Schwingungsrissskorrosion

Schwingungsrissskorrosion (SwRK) tritt bei kombinierter schwingender und korrosionschemischer Beanspruchung auf und kann die Schwingfestigkeit deutlich herabsetzen. Maßgebend für die SwRK ist die Zeit, die während eines Schwingspiels für die an der Risspitze ablaufenden elektrochemischen Grenzflächenprozesse und Diffusionsvorgänge zur Verfügung steht. Diese Zeit ist wiederum umgekehrt proportional zur Belastungsfrequenz. Geringe Prüffrequenzen führen demnach zu einer langen Einwirkzeit des Mediums und damit zu einer Beschleunigung des Risswachstums. Als Folge stellen sich verkürzte Lebensdauern bzw. reduzierte Dauerfestigkeiten ein. SwRK tritt jedoch nicht nur bei Werkstoffen auf, die in einem gegebenen Medium ohnehin keine Passivschicht ausbilden und deshalb auch ohne mechanische Beanspruchung angegriffen werden. Auch bei passivierbaren Chrom- und Chrom-Nickel-Stählen, d. h. also bei medienbeständigen Werkstoffen, können durch die mechanische Beanspruchung an lokal austretenden Gleitbändern aktive Korrosionszentren an der Oberfläche entstehen, Abb. 2-24. Der sich bildende Schwingbruch ist dabei von dem ohne SwRK kaum zu unterscheiden [84].

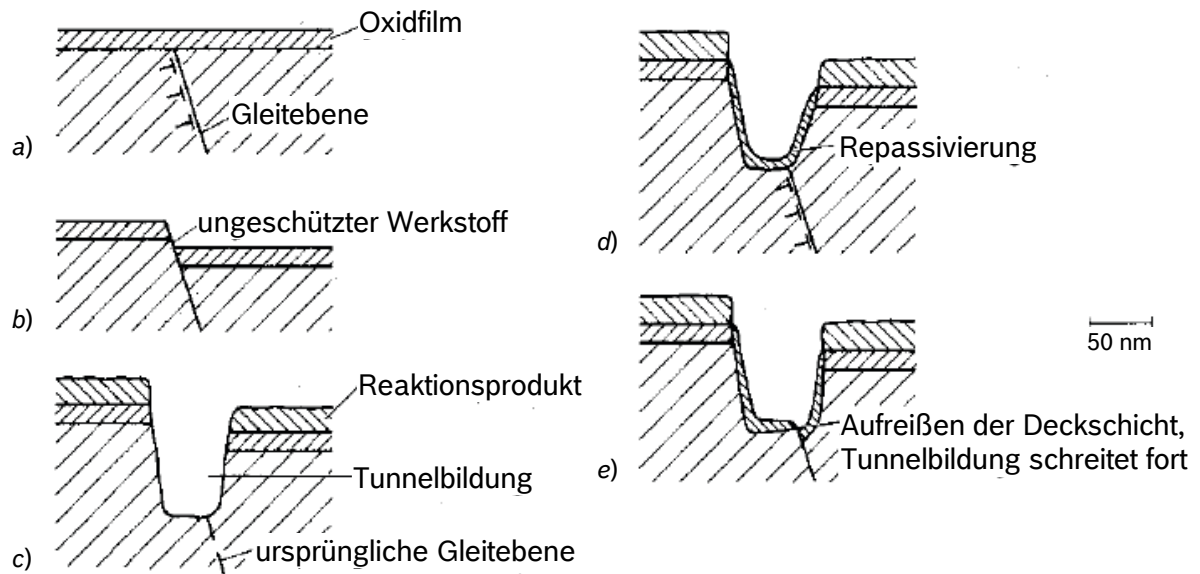


Abb. 2-24: Rissentstehung und -wachstum bei Spannungsrisskorrosion an rost- und säurebeständigen Cr-Ni-Stählen; schematische Darstellung nach SPECKARDT und GUGAU [84]

Eine Korrosionswirkung kann generell nur bei der Prüfung im Vakuum ausgeschlossen werden. Bereits trockene Luft kann die Dauerfestigkeit mancher Metalle maßgeblich gegenüber dem Vakuum herabsetzen [4]. So zeigen Untersuchungen von HARRIS [85] an Aluminiumproben, dass die Lebensdauerunterschiede im Zeit- und Dauerfestigkeitsgebiet bei Frequenzen zwischen 10 Hz und 1000 Hz im Wesentlichen auf Luftkorrosion zurückzuführen sind, Abb. 2-26. Auch SCHMID konnte einen Einfluss des Umgebungsmediums in Wöhlerversuchen an gekerbten Proben aus 50CrMo4 mit Prüffrequenzen zwischen 15 Hz und 20 kHz in Laborluft und Schutzgas feststellen [77]. Die im Zeitfestigkeitsgebiet ermittelten Bruchschwingenspielzahlen weisen dabei eine Abhängigkeit vom Wasserangebot der Umgebung auf, Abb. 2-25.

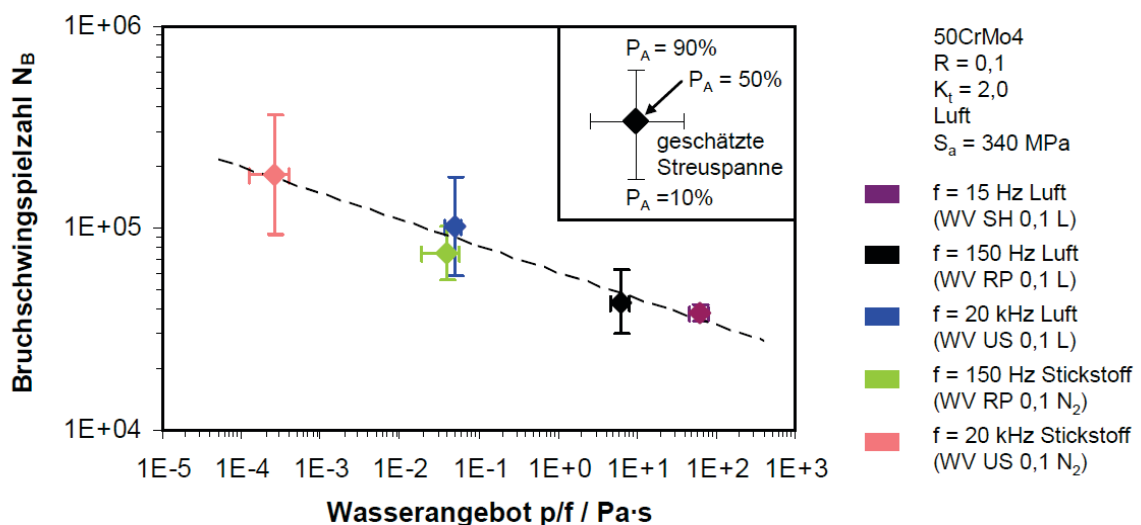


Abb. 2-25: Bruchschwingenspielzahlen für verschiedene Frequenzen und Umgebungsmedien in Abhängigkeit vom Wasserangebot, Werkstoff 50CrMo4 [77], mit SH für Servohydraulik, RP für Resonanzpulsler, US für Ultraschallschwingprüfmaschine und L für Luft

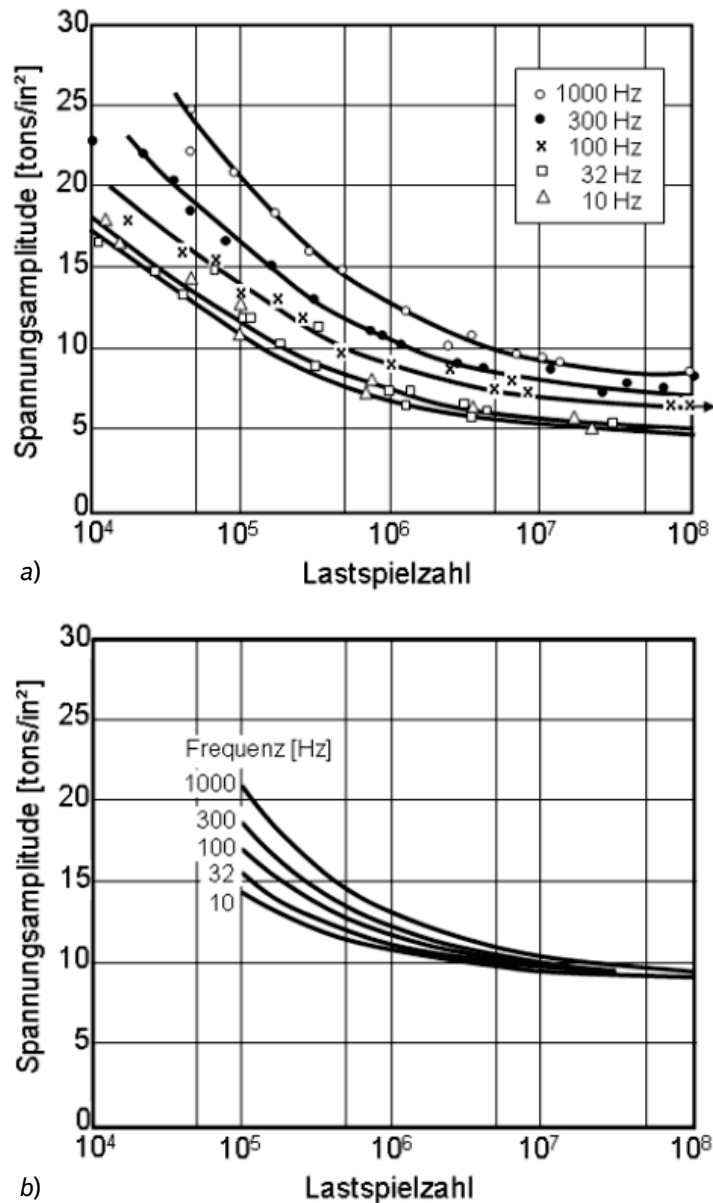


Abb. 2-26: Einfluss der Frequenz a) mit und b) ohne Luftkorrosion auf die Lebensdauer der Aluminiumlegierung L70 [85]

Einfluss der Prüftechnik

Die auf dem Markt verfügbare Prüftechnik erlaubt es in der Regel nur, die Belastungsfrequenz in einem relativ kleinen Bereich zu variieren. Ermüdungsversuche mit unterschiedlichen Prüffrequenzen müssen daher gewöhnlich auch auf mehreren Versuchsanlagen durchgeführt werden. Die unterschiedlichen Versuchsanlagen können sich im Prüfkonzept und in der Beanspruchungsermittlung grundlegend unterscheiden. Es resultieren folglich Unsicherheiten im Hinblick auf die Vergleichbarkeit der Ergebnisse. ZENNER mahnt an, dass eventuell die in einigen Untersuchungen zum Frequenzeinfluss ermittelten Festigkeitsunterschiede nicht auf die Frequenz, sondern vielmehr auf die Prüftechnik zurückzuführen sind [86]. Diese These wird u. a. durch die Untersuchungen von LEYENDECKER [63] gestützt. Für die im Rahmen seiner Arbeit ermittelten Schwingfestigkeitsunterschiede

zwischen 15 Hz und 200 Hz konnte durch Analyse des dynamischen Anlagenverhaltens größtenteils eine überlagerte Querschwingung bei der höheren Prüffrequenz verantwortlich gemacht werden. Auch HAIBACH weist darauf hin, dass Frequenzeinflüsse aus frequenzabhängigen Verfälschungen der Prüfkraftanzeige resultieren können und empfiehlt dynamische Kalibrierungen durchzuführen [3].

Bei Ultraschallschwingprüfmaschinen kommt der Beanspruchungskalibrierung eine entscheidende Rolle zu. Da die Regelung der Beanspruchung auf diesen Anlagen nicht kraft-, sondern wegabhängig erfolgt, muss vor jedem Versuch der Zusammenhang zwischen der Verschiebungs- und der Beanspruchungskenngröße durch eine geeignete Kalibrierung hergestellt werden. Diese Kalibrierung kann mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) oder Laservibrometrie erfolgen. Beide Verfahren sind mit gewissen Unschärfen und damit Unsicherheiten behaftet. So konnten SCHNEIDER *et al.* [87] an gekerbten Proben einen Unterschied von ca. 40 % in dem mit DMS bzw. Laservibrometrie ermittelten Kalibrierwert feststellen. Durch das jeweilige Kalibrierverfahren stellt sich folglich ein erheblicher oder nur geringer Unterschied der Schwingfestigkeit bei verschiedenen Prüffrequenzen für ein und dieselbe Versuchsreihe ein, Abb. 2-27.

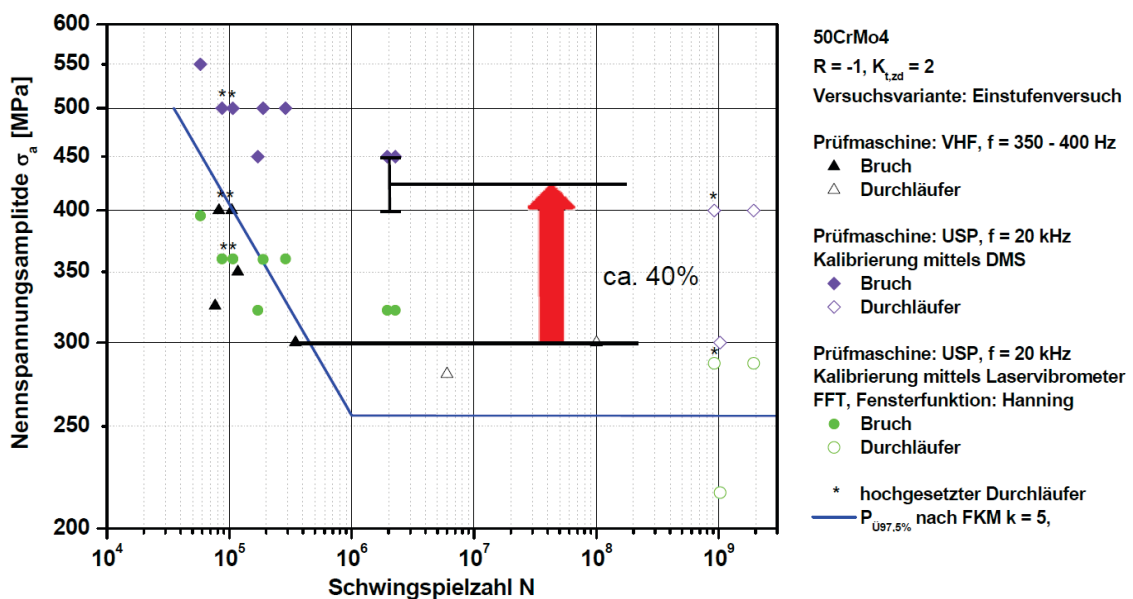


Abb. 2-27: Vergleich der Wöhlerlinien bei konventioneller Prüffrequenz und Prüfung mit Ultraschallschwingprüfung in Abhängigkeit vom Kalibrierverfahren [87], mit VHF für servohydraulische Prüfmaschine und USP für Ultraschallschwingprüfmaschine

2.2.3 Einfluss von nichtmetallischen Einschlüssen

Die Wechselfestigkeit σ_W glatter Proben aus nieder- und mittelfesten Stählen (Vickershärte $HV < 400$) kann nach MURAKAMI [88] mit der Härte über Gl. (2-11) abgeschätzt werden.

$$\sigma_W = 1,6 \cdot HV \pm 0,1 \cdot HV \quad (2-11)$$

Eine werkstoffmechanische Begründung für diesen empirisch ermittelten linearen Zusammenhang kann über die Hall-Petch-Beziehung hergestellt werden. Gemäß der Hall-Petch-Beziehung führt eine Reduzierung der mikrostrukturellen Abmessungen zu einer Zunahme der Härte [89]. Da diese mikrostrukturellen Abmessungen auch die werkstoffeigenen Barrieren gegenüber einer Rissausbreitung darstellen, wird folglich auch die Länge eines Risses herabgesetzt, der im Werkstoff initiiert und an diesen Hindernissen wieder gestoppt werden kann. Für höherfeste Stähle ist dieser Zusammenhang nicht mehr gegeben. Die Wechselfestigkeit der glatten Werkstoffprobe kann bei Stählen mit einer Vickershärte $HV > 400$ mit zunehmender Härte sogar wieder abfallen, Abb. 2-28. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die mikrostrukturellen Abmessungen bei höherfesten Stählen kleiner als die im Werkstoff vorhandenen nichtmetallischen Einschlüsse sind. Folglich wird die Wechselfestigkeit nicht mehr durch die mikrostrukturellen Abmessungen bestimmt, sondern wesentlich durch die Einschlussgröße.

Ursächlich für die Rissinitiation an Einschlüssen ist zunächst grundsätzlich die lokal am Einschluss bzw. in der Werkstoffmatrix vorliegende Spannungskonzentration. Diese Spannungsüberhöhung kann

- zum Bruch des Einschlusses,
- zum Aufbrechen der Grenzfläche zwischen Einschluss und Matrix oder aber
- zur Dehnungslokalisierung an den vom Einschluss ausgehenden Gleitbändern

führen [35]. Eine unterstützende Wirkung haben nach KRUG [90] Zugeigenspannungen, die bedingt durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Matrix und Einschluss bei der Abkühlung nach einer Warmformgebung oder einer Wärmebehandlung entstehen können. Die unterschiedliche Grenzflächenhaftung und Geometrie bzw. Verteilung der Einschlüsse kann zu der z. T. großen Streuung in der Lebensdauer bzw. Schwingfestigkeit bei hochfesten Werkstoffen führen.

Aufgrund der besonderen Bedeutung von nichtmetallischen Einschlüssen auf die Schwingfestigkeit von Stählen wurden zahlreiche deterministische Modellvorstellungen entwickelt, die es ermöglichen, einen Zusammenhang zwischen Einschlussgröße, Werkstoffeigenschaft und Beanspruchung auf der einen und Beanspruchbarkeit auf der anderen Seite herzustellen. Zu nennen sind in diesem Zusammenhang insbesondere die Arbeiten von KITAGAWA *et al.* [91], MURAKAMI [88], EL HADDAD *et al.* [21] und TANAKA *et al.* [92].

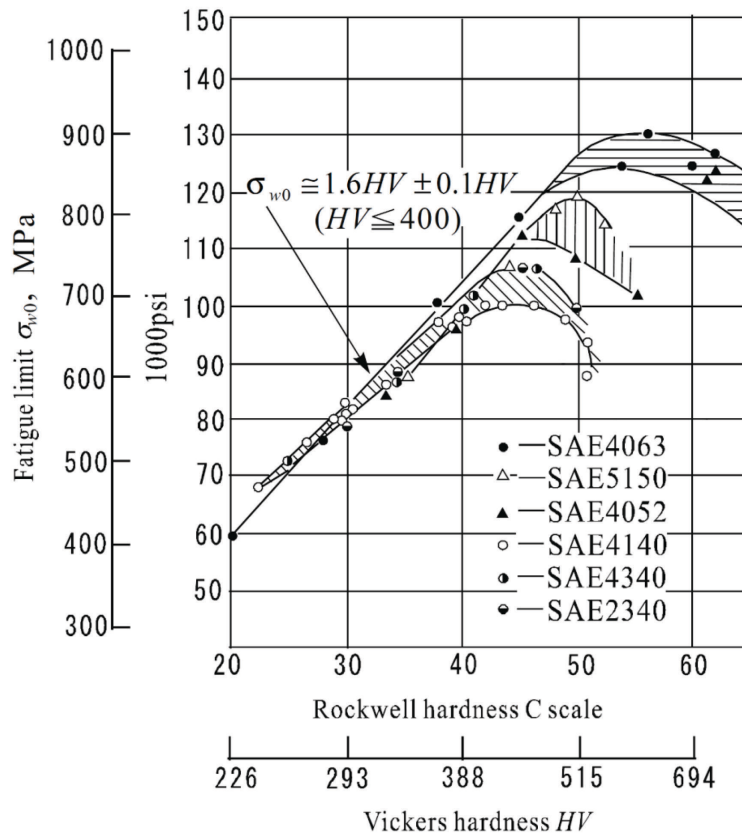


Abb. 2-28: Zusammenhang zwischen der Wechselfestigkeit und der Härte [88]

In der Modellvorstellung von MURAKAMI wird die Ermüdungsfestigkeit von hochfesten Werkstoffen vor allem durch die Größe und Lage nichtmetallischer Einschlüsse bestimmt. Die Bindungskräfte zwischen Einschluss und Werkstoffmatrix, das Verhältnis zwischen den Elastizitätsmoduln und den Festigkeiten von Einschluss und Werkstoffmatrix haben in seiner Modellvorstellung einen untergeordneten Einfluss auf die Lebensdauer. Nichtmetallische Einschlüsse und andere volumenhafte Fehlstellen (wie z. B. Riefen oder Kratzer) können nach MURAKAMI deshalb auch übergeordnet als rissartige Defekte betrachtet werden, wobei die Risslänge den Haupteinflussfaktor auf die Ermüdungsfestigkeit darstellt. Als Kenngröße für den Defekt wird mit dem Parameter *area* die auf die Ebene senkrecht zur maximalen Zugspannung projizierte Fläche der Fehlstelle eingeführt, Abb. 2-29.

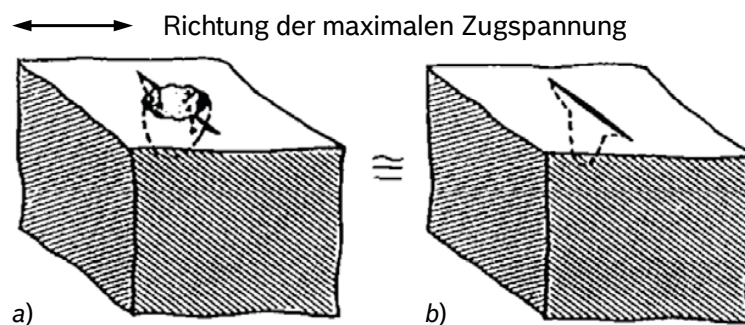


Abb. 2-29: a) Defekt mit Riss und b) zugehörige äquivalente Rissgröße in der Ebene senkrecht zur maximalen Zugspannung; schematische Darstellung in Anlehnung an MURAKAMI [88]

Mit der äquivalenten Rissgröße \sqrt{area} , die sich aus der Quadratwurzel dieser Projektionsfläche ergibt, und der maximalen Zugspannung σ folgt für den Maximalwert des Spannungsintensitätsfaktor $K_{I,max}$:

$$K_{I,max} = B \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad (2-12)$$

Der entsprechende Schwellenwert ΔK_0^* kann nach MURAKAMI über die Risslänge und die Härte gemäß Gl. (2-13) bestimmt werden.

$$\Delta K_0^* = 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot (HV + 120) \cdot (\sqrt{area})^{1/3} \quad (2-13)$$

Die lokale Wechselfestigkeit σ_W einer Probe mit Fehlstelle kann dann durch Gleichsetzen von Gl. (2-12) und Gl. (2-13) abgeschätzt werden:

$$\sigma_W = C \cdot \frac{HV + 120}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (2-14)$$

Zur Berechnung der Spannungsintensität bzw. der lokalen Dauerfestigkeit muss die jeweils kritischste und folglich größte Defektstelle herangezogen werden. Die dimensionslosen Faktoren B und C in Gl. (2-12) bzw. Gl. (2-14) berücksichtigen dabei jeweils die Lage des Defekts. Für Fehlstellen an der Oberfläche (z. B. angeschnittene nichtmetallische Einschlüsse) muss $B = 0,65$ und $C = 1,43$ angesetzt werden. Defektstellen im Werkstoffvolumen müssen hingegen mit $B = 0,5$ und $C = 1,56$ bewertet werden. Werden zudem mittelspannungsbehaftete Beanspruchungszustände betrachtet, dann kann die Abschätzung der lokalen Dauerfestigkeit σ_D des Werkstoffs mit Fehlstelle mit Gl. (2-15) erfolgen.

$$\sigma_D = C \cdot \frac{HV + 120}{(\sqrt{area})^{1/6}} \cdot \left(\frac{1-R}{2} \right)^\alpha \quad (2-15)$$

Der Exponent α ist nach Gl. (2-16) ebenfalls von der Härte abhängig.

$$\alpha = 0,226 + HV \cdot 10^{-4} \quad (2-16)$$

Das \sqrt{area} -Parameter-Modell wurde von MURAKAMI phänomenologisch entwickelt. Es wurden hierzu in erster Linie glatte Proben mit an der Oberfläche künstlich eingebrachten Fehlstellen unter Umlaufbiegung untersucht. Für unterschiedliche Defektgeometrien, Fehlstellengrößen und Werkstoffe (Stähle, Aluminiumlegierungen, Messing) konnte der Schwellenwert ΔK_0^* mit Gl. (2-13) und die lokale Wechselfestigkeit σ_W mit Gl. (2-14) in einheitlicher Form angenähert werden. Nach MURAKAMI ist dabei lediglich mit einer Abweichung von $\pm 10\%$ zu rechnen. Unter Verwendung von Gl. (2-15) folgt zudem ein relativer Fehler von maximal $\pm 15\%$.

Das Modell ermöglicht es somit auf Basis weniger Kenngrößen (Defektgröße, Härte), die Schwingfestigkeit von fehlerbehafteten Werkstoffen abzuschätzen. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass das Modell zur Abschätzung der Schwingfestigkeit bei $N = 10^7$ Schwingspiele aufgestellt wurde. Wird das $\sqrt{\text{area}}$ -Parameter-Modell zur Berechnung der Schwingfestigkeit bei VHCF-Schwingspielzahlen herangezogen, dann wird die Schwingfestigkeit bei hochfesten Stählen tendenziell überschätzt, da ODAs im ursprünglichen Modell von MURAKAMI nicht berücksichtigt wurden [47, 67].

2.2.4 Einfluss der Proben- oder Bauteilgröße

Für die Bewertung schwingbruchgefährdeter Bauteile und Konstruktionen ist in der Regel die Kenntnis der Bauteilwöhlerlinie erforderlich. Die experimentelle Ermittlung von Bauteilwöhlerlinien ist jedoch im Allgemeinen und explizit im Bereich höchster Schwingspielzahlen extrem zeit- und kostenintensiv. Bei größeren Bauteilabmessungen liegt die Bauteilwöhlerlinie zudem nur selten statistisch ausreichend gut belegt vor bzw. kann aufgrund fehlender Versuchseinrichtungen gar nicht erst ermittelt werden. Für die rechnerische Abschätzung der Lebensdauer zyklisch beanspruchter Bauteile muss daher häufig auf Schwingfestigkeitsuntersuchungen an glatten bzw. gekerbten Werkstoffproben zurückgegriffen werden. Liegen vergleichbare bis gleiche Festigkeits- und Spannungsbedingungen an der ermüdungsbruchgefährdeten Stelle vor, dann kann das Schwingfestigkeitsverhalten von Bauteilen unter gewissen Voraussetzungen anhand der Probenergebnisse zuverlässig abgeschätzt werden [93].

In der Regel gelingt eine direkte Übertragung von den an Proben gewonnenen Werkstoffkennwerten auf das Ermüdungsverhalten von Bauteilen jedoch nicht. Dies ist u. a. darauf zurückzuführen, dass die Beanspruchbarkeit von Bauteilen mit zunehmender Größe bei gleichbleibenden Abmessungsverhältnissen abnimmt. Das Phänomen wird mit dem Begriff Größeneinfluss beschrieben. KLOOS unterscheidet vier Phänomene, die das Ermüdungsverhalten eines Bauteils bei veränderter Größe beeinflussen [94]. Nach KLOOS kann zwischen

- technologischem,
- oberflächentechnischem,
- spannungsmechanischem bzw. geometrischem und
- statistischem

Größeneinfluss unterschieden werden.

Der technologische Größeneinfluss fasst alle größenabhängigen Veränderungen des Werkstoffzustandes zusammen. Diese können bereits durch die Werkstoffherstellung oder aber durch die Bearbeitung (z. B. bei der Wärmebehandlung) verursacht werden. Ein typisches Beispiel für den technologischen Größeneinfluss ist die Abhängigkeit der Randfestigkeit vom Durchmesser bei unlegierten und niedriglegierten Vergütungsstählen, Abb. 2-30 a).

Der oberflächentechnische Größeneinfluss berücksichtigt die begrenzte Eindring- bzw. Wirtiefe von Verfahren zur Veränderungen der Randschicht, wie z. B. Randschicht- und Einsatzhärten, Nitrieren oder partielle Kaltverformung, Abb. 2-30 b).

Der spannungsmechanische bzw. geometrische Größeneinfluss ist darin begründet, dass bei großen Spannungsgradienten weniger große Bauteilbereiche die Maximalspannung ertragen müssen, als dies bei einem flacheren Spannungsgefälle oder einer homogenen Beanspruchung der Fall ist. Bei gleicher Randspannung liefern kleine Proben unter Biegung daher auch höhere Schwingfestigkeitskennwerte als größere Proben, Abb. 2-30 c). Der damit verbundene so genannte Stützeffekt resultiert aus der Vorstellung, dass eine gewisse stützende Wirkung für den Bereich der maximalen Kerbspannung vom umgebenden und weniger hochbeanspruchten Werkstoffvolumen ausgeht und dadurch die Kerbspannung an der Bauteiloberfläche reduziert wird. Der spannungsmechanische Größeneinfluss spielt bei hochfesten Werkstoffzuständen in der Regel jedoch eine eher untergeordnete Rolle, da diese kaum Stützwirkung zeigen [4].

Mit dem statistischen Größeneinfluss wird letztlich noch der Umstand beschrieben, dass die Wahrscheinlichkeit eines ermüdungsbruchauslösenden Werkstoff- oder Fertigungsfehlers (z. B. nichtmetallischer Einschluss, Riefe, Kratzer) in großen höchstbeanspruchten Oberflächen oder Volumen größer ist als in entsprechenden kleinen Bereichen, Abb. 2-30 d). Sowohl beim statistischen als auch beim spannungsmechanischen Größeneinfluss beruht die unterschiedliche Schwingfestigkeit somit auf der Größe des hochbeanspruchten Werkstoffvolumens. Allerdings kann nur der statistische Größeneinfluss bei gradientenfreien Beanspruchungen für Proben bzw. Bauteile mit größeren höchstbeanspruchten Oberflächen bzw. Volumina geringere Festigkeiten prognostizieren.

Bei nahezu allen einschlägigen Berechnungsvorschlägen für die ermüdungsgerechte Gestaltung von Bauteilen bleibt der statistische Größeneinfluss bislang meist unberücksichtigt [3, 4]. Da dieser bei überwiegend elastischer Beanspruchung besonders ausgeprägt ist [4], d. h. also bei relativ spröden Werkstoffen und bei Annäherung an die konventionelle Dauerfestigkeit, kann der statistische Größeneinfluss zumindest bei der modellbasierten Auslegung von Bauteilen aus hochfesten Werkstoffzuständen nicht vernachlässigt werden. Für die Bewertung der Schwingfestigkeit unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses können probabilistische (d. h. wahrscheinlichkeitstheoretische) Modelle wie z. B. das Fehlstellenmodell nach WEIBULL [95], BOMAS *et al.* [96] oder MELANDER *et al.* [97] eingesetzt werden.

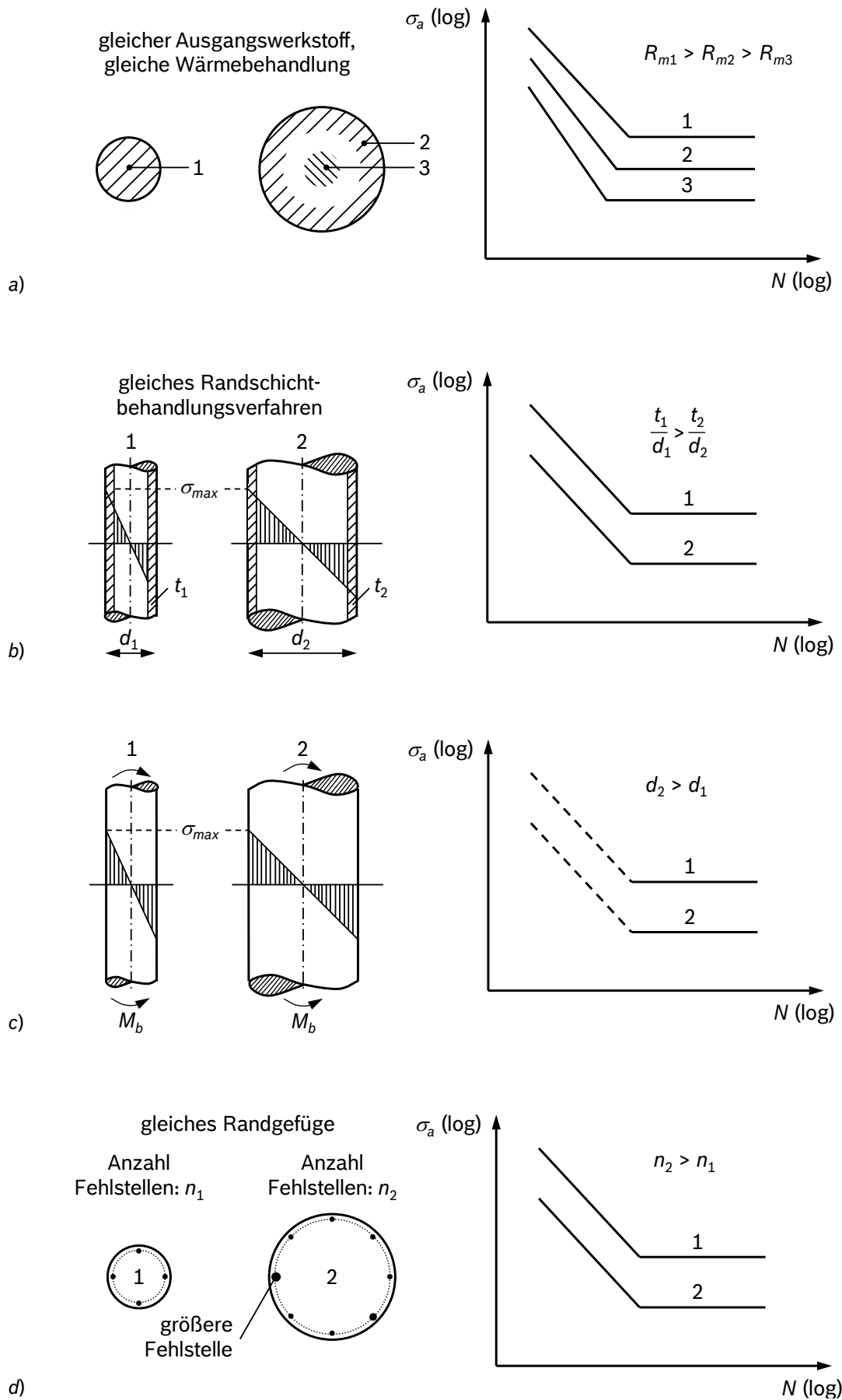


Abb. 2-30: Exemplarische Darstellung des a) technologischen, b) oberflächentechnischen, c) spannungsmechanischen und d) statistischen Größeneinflusses auf die Schwingfestigkeit; schematische Darstellung in Anlehnung an GUDEHUS und ZENNER [12]

In der Modellvorstellung von MELANDER *et al.* kann das werkstoffbedingte Versagen unter zyklischer Belastung bei hochfesten Stählen mit der statistischen Größenverteilung der nichtmetallischen Einschlüsse korreliert werden. Die Überlebenswahrscheinlichkeit einer Probe wird ausgehend von der statistischen Größenverteilung der Einschlüsse und dem lokalen Werkstoffwiderstand gegenüber Rissausbreitung sowie der lokalen Beanspruchung vorhergesagt. Nach MELANDER *et al.* überlebt eine Probe die zyklische Belastung, wenn der Spannungsintensitätsfaktor ΔK an den vorhandenen Einschlüssen jeweils den Schwellenwert ΔK_0 langer Risse nicht überschreitet:

$$\Delta K < \Delta K_0 \quad (2-17)$$

Werden die Einschlüsse idealisiert als kreisrunde Defekte im Werkstoffvolumen betrachtet, von denen der Riss aus initiiert und propagiert, folgt mit der LEBM für den Spannungsintensitätsfaktor am Einschluss Gl. (2-18). Dabei ist D der Einschlussdurchmesser und $\Delta\sigma$ die wirkende Spannungsschwingbreite.

$$\Delta K = 1,13 \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{D/2} \quad (2-18)$$

Aus Gl. (2-17) und Gl. (2-18) folgt für die kritische Größe eines Einschlusses:

$$D_c(\Delta\sigma) = 2 \cdot \left(\frac{\Delta K_0}{1,13 \cdot \Delta\sigma} \right)^2 \quad (2-19)$$

Die Probe versagt, sofern sie zumindest einen Einschluss größer oder gleich der kritischen Einschlussgröße D_c enthält. Die Überlebenswahrscheinlichkeit der Probe kann folglich mit der Wahrscheinlichkeit korreliert werden, dass eine bestimmte Anzahl n dieser potenziell rissauslösenden Einschlüsse im zugehörigen Probenvolumen V zu finden ist. Diese Wahrscheinlichkeit $p(n)$ kann mit der Poisson-Verteilung nach Gl. (2-20) beschrieben werden, wobei λ_c die zu erwartende Anzahl von kritischen Einschlüssen im betrachteten Volumen angibt.

$$p(n) = \frac{\lambda_c^n}{n!} e^{-\lambda_c}, n = 0, 1, 2, 3, \dots \quad (2-20)$$

Für die Wahrscheinlichkeit, keinen kritischen Einschluss im Volumen zu finden, folgt mit $n = 0$ für die Überlebenswahrscheinlichkeit der Probe:

$$P_{\bar{U}} = p(n=0) = e^{-\lambda_c} \quad (2-21)$$

Die erwartete Anzahl kritischer Einschlüsse oberhalb des Schwellenwerts wird hierzu von MELANDER *et al.* wie folgt definiert:

$$\lambda_c = \lambda(D_c) = \int_V \int_{D_c}^{\infty} g_V(D) \cdot dD \cdot dV \quad (2-22)$$

Diese Gleichung stellt eine Integration über das Probenvolumen und über die Häufigkeitsverteilung aller Einschlüsse dar, die größer oder gleich der kritischen Einschlussgröße D_c entsprechend Gl. (2-19) sind. Der Term $g_V(D) \cdot dD$ gibt dabei die Anzahl der Einschlüsse im Einheitsvolumen wieder, deren Durchmesser im Intervall $[D, D + dD]$ liegen. Um auf die dreidimensionale Häufigkeitsverteilung $g_V(D)$ zu schließen, wird zunächst von einer zweidimensionalen Häufigkeitsverteilung $g_A(D)$ der Einschlüsse ausgegangen. Für diese gilt:

$$g_A(D) = f \cdot k \cdot e^{(-k \cdot D)} \quad (2-23)$$

wobei die Konstanten f und k anhand der Summenhäufigkeit N_A der Einschlüsse, die einen Durchmesser der Größe D überschreiten, am Schlibbild einer Werkstoffprobe ermittelt werden können. Für die Summenhäufigkeit N_A der Einschlüsse gilt:

$$N_A(D) = f \cdot e^{(-k \cdot D)} \quad (2-24)$$

Wird vereinfacht davon ausgegangen, dass alle Einschlüsse kugelförmig vorliegen, dann kann mit dem Ansatz von SANDSTRÖM und KARLSSON [98] die Flächenhäufigkeitsverteilung $g_A(D)$ in die Volumenhäufigkeitsverteilung $g_V(D)$ transformiert werden. Diese gibt die erwartete Anzahl von kugelförmigen Einschlüssen des Durchmessers D pro Volumeneinheit wieder:

$$g_V(D) = \sqrt{\frac{2}{\pi} \cdot \frac{k}{D}} \cdot g_A(D) = \sqrt{\frac{2}{\pi} \cdot \frac{k^3}{D}} \cdot f \cdot e^{(-k \cdot D)} \quad (2-25)$$

Durch Einsetzen von Gl. (2-25) in Gl. (2-22) folgt unter der Annahme einer homogenen Beanspruchung sowie einer homogenen Beanspruchbarkeit:

$$\lambda_c = \int_V \int_{D_c}^{\infty} \sqrt{\frac{2}{\pi} \cdot \frac{k^3}{D}} \cdot f \cdot e^{(-k \cdot D)} \cdot dD \cdot dV = f \cdot \sqrt{\frac{2k^3}{\pi}} \int_V \int_{D_c}^{\infty} D^{(-1/2)} \cdot e^{(-k \cdot D)} \cdot dD \cdot dV \quad (2-26)$$

Die Dauerfestigkeit der Probe entspricht der Lösung $\Delta\sigma$ der Gl. (2-19), bei der sich durch Einsetzen von Gl. (2-26) in Gl. (2-21) eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U = 0,5$ ergibt. Für die Vorhersage der Schwingfestigkeit werden als Eingangsgrößen somit neben der Beanspruchung lediglich das Probenvolumen, der Schwellenwert für zyklischen Rissfortschritt und die statistische Größenverteilung der nichtmetallischen Einschlüsse gemäß Gl. (2-24) benötigt.

Die notwendige Verifikation des entwickelten Berechnungsmodells wurde von MELANDER *et al.* anhand von Wöhlerversuchsreihen an glatten Werkstoffproben aus 100Cr6 unterschiedlicher Reinheit bei rein wechselnder Beanspruchung durchgeführt. Dabei wurde deutlich, dass das Modell die Schwingfestigkeit systematisch überschätzt und somit eine nicht konservative Vorhersage der Wechselfestigkeit liefert. Dies kann nach Einschätzung der Autoren darauf zurückzuführen sein, dass nicht alle Einschlusstypen wie angenommen kugelförmig vorlagen. So kann es zum einen bereits bei der Ermittlung der Einschlussverteilung bei anisotropen Einschlüssen und zum anderen bei der bruchmechanischen Betrachtung des Defekts zu einer gewissen Unschärfe kommen. Darüber hinaus berücksichtigt das Berechnungsmodell nur Ausfälle aufgrund von Einschlüssen im Volumen. Ausfälle aufgrund von Einschlüssen oder Bearbeitungsfehlern an der Oberfläche werden rechnerisch ausgeschlossen, obwohl diese im Experiment auftraten. Weiterhin muss die Gültigkeit des verwendeten Schwellenwerts für das untersuchte Spannungsverhältnis in Frage gestellt werden, den die Autoren aus bruchmechanischen Untersuchungen mit einem anderen Lastverhältnis nur abschätzen. Zudem ist unklar, ob bei den experimentellen Untersuchungen auch ODA aufgetreten sind. Diese könnten ebenfalls die Abweichungen zwischen Berechnungsmodell und Experiment erklären.

2.3 Grundlagen der Betriebsfestigkeit

Die Betriebsfestigkeit befasst sich mit dem Festigkeitsverhalten von Bauteilen unter zeitlich veränderlichen (variablen) Belastungs- bzw. Beanspruchungsamplituden unter Berücksichtigung von Sonder- und Missbrauchsbelastungen [99]. Ihren Ursprung hat die Betriebsfestigkeit im Flugzeugbau, wobei insbesondere die Arbeiten von GASSNER [100] hervorzuheben sind. Die Methode hat seitdem im Sinne der maximalen Werkstoffausnutzung und des Leichtbaugedankens zunehmend Anwendung in den verschiedensten Bereichen der Technik gefunden [101].

2.3.1 Konzepte der Lebensdauerabschätzung

Grundsätzlich werden betriebsfest dimensionierte Bauteile und Konstruktionen für eine endliche Lebensdauer ausgelegt. Im Gegensatz zur dauerfesten Auslegung, bei der die maximale Kollektivbeanspruchung stets unterhalb der um einen Sicherheitsbeiwert reduzierten Dauerfestigkeit liegen muss, sind bei der betriebsfesten Bemessung Beanspruchungsamplituden oberhalb der Dauerfestigkeit zulässig. Hierzu müssen die wirkenden Beanspruchungen im Bauteil während einer vorgegebenen Nutzungsdauer erfasst und mit der Beanspruchbarkeit unter Berücksichtigung relevanter Einflussgrößen verglichen werden. Die für den Vergleich von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit zur Verfügung stehenden Möglichkeiten lassen sich in experimentelle und rechnerische Verfahren unterteilen. Darüber hinaus muss in Abhängigkeit von der zur Bewertung herangezogenen Beanspruchungskenngröße zwischen drei Grundkonzepten unterschieden werden.

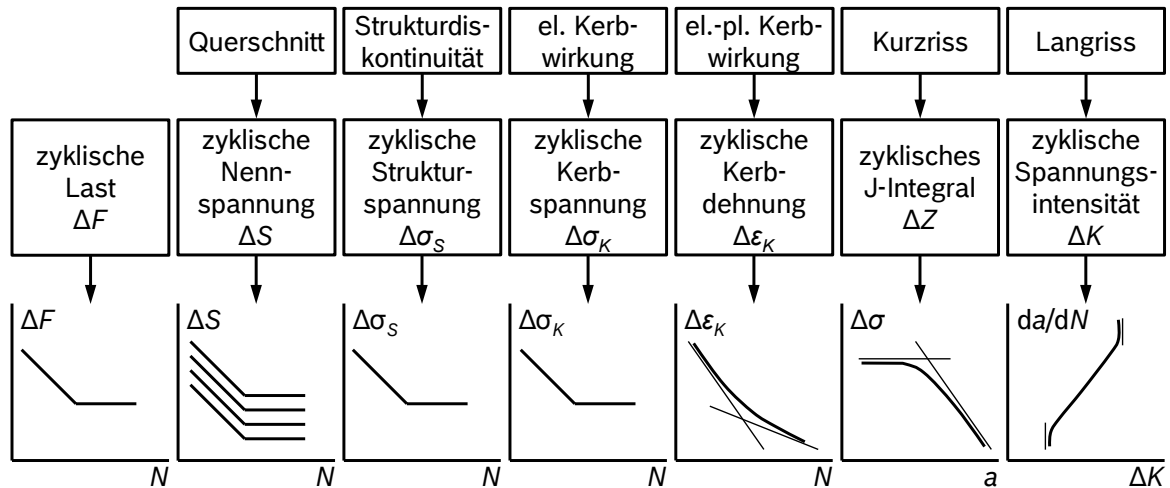


Abb. 2-31: Konzepte der Lebensdauerabschätzung, Kurven doppellogarithmisch aufgetragen, mit el. für elastisch und el.-pl. für elastisch-plastisch; schematische Darstellung in Anlehnung an RADAJ [4]

Diese Konzepte sind

- das Nennspannungskonzept,
- das Kerbdehnungskonzept (auch Örtliches Konzept, Kerbgrundkonzept) sowie
- das Rissfortschrittskonzept.

Als Sonderform bzw. Variante des Nennspannungskonzepts können zudem das Strukturspannungs- und das Kerbspannungskonzept aufgefasst werden. Die Konzepte der Lebensdauerabschätzung werden in Abb. 2-31 in einer Darstellung von RADAJ [4] gegenübergestellt. Da der Schwerpunkt dieser Arbeit auf der Weiterentwicklung des Nennspannungskonzepts liegt, soll nachfolgend dieses Konzept in seinen Grundzügen erläutert werden. Für eine detaillierte Darstellung aller Konzepte wird insbesondere auf die Veröffentlichungen von HAIBACH [3], RADAJ [4], BUXBAUM [61] sowie GUDEHUS und ZENNER [12] verwiesen.

2.3.2 Nennspannungskonzept

Beim Nennspannungskonzept erfolgt die Lebensdauerbewertung unter Verwendung fiktiver Nennspannungen. Da das Konzept linear-elastisches Werkstoffverhalten voraussetzt, kann aber auch jede zur Nennspannung proportionale äußere Belastungsgröße, wie z. B. der Innendruck in einem Einspritzsystem, als maßgebliche Beanspruchungskenngröße verwendet werden. Dies ermöglicht die Anwendung des Nennspannungsnachweises auch bei komplexeren Bauteilgeometrien, für die eine Nennspannung nicht definiert werden kann.

Die Lebensdauerbewertung selbst erfolgt durch Gegenüberstellung von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit in der Regel unter Verwendung der linearen Schadensakkumulationshypothese nach PALMGREN [102] und MINER [103] bzw. einer ihrer Varianten, vgl. Abs. 2.3.3. Die Schadensakkumulationshypothese setzt hierzu die Kenntnis der Bauteilwöhlerlinie voraus, die in der Regel durch Versuche mit Bauteilen oder bauteilnahen Prüflingen

ermittelt wird. Diese Wöhlerlinien enthalten implizit alle schwingfestigkeitsrelevanten Einflussgrößen resultierend aus der Geometrie, dem Werkstoff und der Fertigung auf der Seite der Beanspruchbarkeit. Für die rechnerische Bemessung auf Betriebsfestigkeit muss auf der Seite der Beanspruchung darüber hinaus ein für die Lebensdauer repräsentatives Beanspruchungskollektiv bekannt sein. Hierzu muss die Beanspruchungs-Zeit-Funktion durch eine Messung oder mittels Simulation ermittelt und mit Hilfe eines geeigneten Zählverfahrens auf die für die Lebensdauerbewertung relevanten Kenngrößen (Beanspruchungsamplitude, -mittelwert, Häufigkeiten) reduziert werden. In Einzelfällen kann aber auch auf standardisierte Lastkollektive (z. B. TWIST, CARLOS, CORAL) zurückgegriffen werden.

In der Praxis gehört das Nennspannungskonzept zu den ältesten und am häufigsten angewendeten Verfahren der rechnerischen Lebensdauerbewertung. Es zeichnet sich durch seine einfache Handhabung aus. Viele Regelwerke, Richtlinien und Normen wie z. B. Eurocode 3 [22] und die FKM-Richtlinie [5] bauen darauf auf.

2.3.3 Schadensakkumulationshypothesen

Der Betriebsfestigkeitsnachweis setzt die Kenntnis der Lebensdauer- bzw. Gassnerlinie voraus. Diese kann entweder experimentell ermittelt oder rechnerisch abgeschätzt werden, sofern Beanspruchung (Lastkollektiv) und Beanspruchbarkeit (Wöhlerlinie) bekannt sind. Die rechnerische Prognose der Gassnerlinie erfolgt beim Nennspannungskonzept in der Regel unter Verwendung der linearen Schadensakkumulationshypothese nach PALMGREN und MINER. Grundgedanke der Hypothese ist, dass jedes Schwingspiel zu einem gewissen Anteil an der Gesamtschädigung beiträgt und sich die Gesamtschädigung D durch lineare Aufsummierung der Teilschädigungen D_i aller Schwingspiele ergibt. Vorausgesetzt wird dabei, dass sich die einzelnen Teilschädigungen nicht gegenseitig beeinflussen, unabhängig voneinander sind und somit linear akkumuliert werden können. Für die Schadenssumme D folgt in diesem Fall:

$$D = \sum D_i = \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_i} \quad (2-27)$$

wobei n_i für die Schwingspiele je Stufe des Lastkollektivs und N_i für die ertragbaren Schwingspiele aus der Wöhlerlinie in der i -ten Stufe stehen.

Die n_i Schwingspiele des Lastkollektivs müssen mit den N_i Schwingspielen der Wöhlerlinie hinsichtlich des Spannungsverhältnisses bzw. hinsichtlich der Mittellast identisch sein, d. h. sofern notwendig ist das Lastkollektiv durch Amplitudentransformation entsprechend den Mittellastempfindlichkeiten an die Wöhlerlinie anzupassen, vgl. [12]. Das Versagen tritt gemäß der linearen Schadensakkumulation ein, wenn die Schadenssumme den theoretischen Wert $D = 1$ erreicht. Die Gegenüberstellung von experimentellen und rechnerischen

Gassnerlinien zeigt jedoch, dass die tatsächlichen Schadenssummen über einen Bereich von drei Dekaden von diesem Wert abweichen können [104]. Bei der sogenannten relativen Miner-Regel wurde deshalb mit der tatsächlichen Schadenssumme D_{tat} ein entsprechender Korrekturfaktor eingeführt. Diese tatsächliche Schadenssumme muss aus Betriebsfestigkeitsversuchen mit repräsentativen Kollektiven abgeleitet werden und kann mit Einschränkungen auf ähnliche Anwendungen übertragen werden [3, 99].

In der originalen Form der Miner-Regel wird grundsätzlich vorausgesetzt, dass alle Schwingspiele des Lastkollektivs die Dauerfestigkeit der Wöhlerlinie überschreiten. Treten Beanspruchungen unterhalb der Dauerfestigkeit auf, tragen diese entsprechend des Berechnungsansatzes nicht zur Gesamtschädigung bei. Zahlreiche experimentelle Untersuchungen zeigen jedoch, dass diese Annahme in der Regel zu einer Überschätzung der Lebensdauer führt. Da dies insbesondere auf die Nichtberücksichtigung der schädigenden Wirkung der Schwingspiele unterhalb der Dauerfestigkeit zurückgeführt wird, sind unterschiedliche Ansätze zur Modifikation der Bemessungswöhlerlinie im Bereich der konventionellen Dauerfestigkeit entwickelt worden. So wird in der elementaren Modifikation der Miner-Regel die Gültigkeit der Zeitfestigkeitsgeraden über den Abknickpunkt hinaus für den Bereich der Dauerfestigkeit angenommen. Dem Ansatz liegt die Vorstellung zugrunde, dass einzelne Schwingspiele oberhalb der Dauerfestigkeit einen Anriss erzeugen, der auch bei Schwingspielen unterhalb der Dauerfestigkeit weiter wächst. Auch bei der Modifikation nach HAIBACH [105] wird davon ausgegangen, dass Schwingspiele oberhalb der Dauerfestigkeit den Werkstoff so weit schädigen, dass er keine ausgeprägte Dauerfestigkeit mehr aufweist. Es wird jedoch von einem verlangsamten Risswachstum unterhalb der Dauerfestigkeit ausgegangen. Die rechnerische Schadensakkumulation wird deshalb mit einer Bemessungswöhlerlinien durchgeführt, die bei Stählen unterhalb der Dauerfestigkeit mit der Neigung $k' = 2 \cdot k - 1$ fortgesetzt wird. Bei der Schädigungsrechnung werden damit die Schwingspiele unterhalb der Dauerfestigkeit geringer gewichtet als jene oberhalb der Dauerfestigkeit.

In Abhängigkeit von der verwendeten Miner-Regel ergeben sich unterschiedliche rechnerische Gassnerlinien, die entsprechend ihrer Definition alle in die konventionelle Dauerfestigkeit einschwenken, Abb. 2-32. Während sich die Gassnerlinien der unterschiedlichen Miner-Modifikationen im oberen Zeitfestigkeitsgebiet kaum unterscheiden, hat die Wahl der Hypothese im Bereich der Dauerfestigkeit einen erheblichen Einfluss. Dies ist darauf zurückzuführen, dass im erstgenannten Fall die schädigende Wirkung der Beanspruchungsamplituden oberhalb der Dauerfestigkeit überwiegen. Folglich spielt der Verlauf der Bemessungswöhlerlinie unterhalb der Dauerfestigkeit nur eine untergeordnete Rolle.

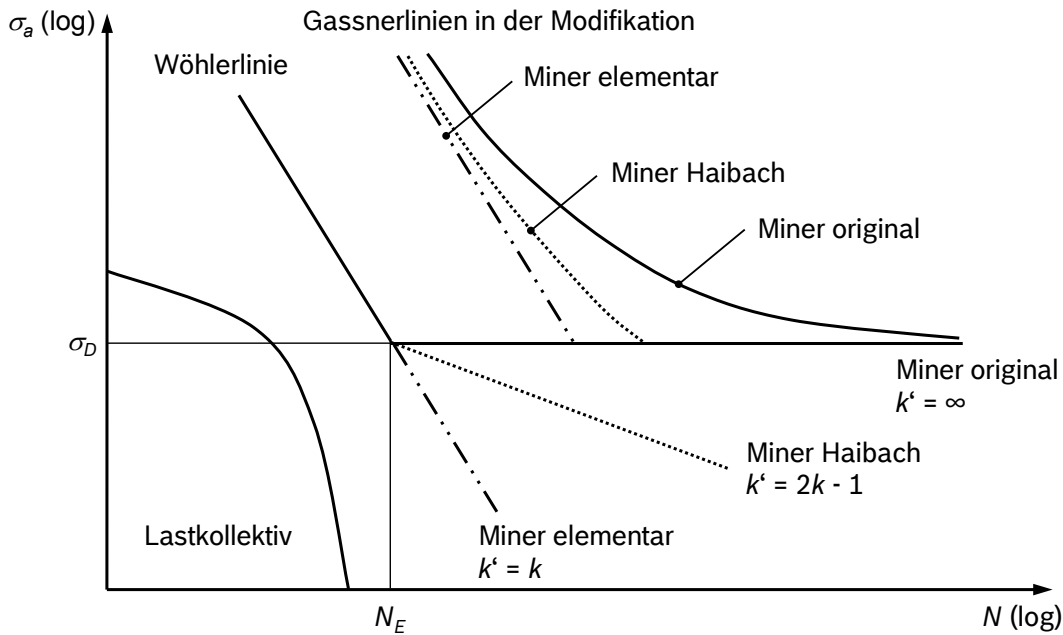


Abb. 2-32: Rechnerische Gassnerlinien abhängig von der Miner-Modifikation; schematische Darstellung in Anlehnung an PÖTING [106]

Die lineare Schadensakkumulationshypothese und ihre Modifikationen wurden für die Anwendung im Zeitfestigkeitsbereich entwickelt und verlangen per Definition Spannungsamplituden oberhalb der konventionellen Dauerfestigkeit. Ob die Methodik grundsätzlich auch für die VHCF-Problematik angewendet werden kann oder entsprechend erweitert werden muss, konnte bisher nicht abschließend geklärt werden. Dies ist nicht zuletzt auf fehlende Versuchsergebnisse unter variablen Amplituden im Bereich höchster Schwingspielzahlen zurückzuführen. Bei den wenigen bisher veröffentlichten Versuchsergebnissen [71, 76, 77, 107, 108, 109] handelt es sich um Ergebnisse der Ultraschallschwingprüftechnik mit einer Zweistufenbeanspruchung bzw. mit einfachen Normkollektiven. So wurden von MAYER *et al.* [107] in Ergänzung zu den in Abb. 2-12 dargestellten Wöhlerversuchen randomisierte Blockprogrammversuche mit einem gestuften Gausskollektiv unter rein wechselnder Beanspruchung an glatten Proben aus 100Cr6 durchgeführt. Den Vergleich der rechnerischen mit der experimentellen Gassnerlinie für die Rissinitiierung an der Oberfläche bzw. im Volumen zeigt Abb. 2-33. Es wird deutlich, dass unter Verwendung des HCF-VHCF-Wöhlerlinienverlaufs der Oberfläche und der linearen Schadensakkumulationshypothese die zugehörige Gassnerlinie mit einer Schadenssumme von $D = 1$ relativ gut vorhergesagt werden kann. Im Falle des Volumenversagens gelingt die Prognose der Gassnerlinie hingegen nicht, da die Gassnerlinie im Bereich kleiner Spannungsamplituden die Wöhlerlinie schneidet. Die tatsächliche Schadenssumme auf den einzelnen Spannungsniveaus nimmt vom HCF- zum VHCF-Bereich kontinuierlich ab. Demnach haben bei diesem Werkstoff variable Beanspruchungsamplituden im VHCF-Bereich eine größere schädigende Wirkung als eine Einstufenbeanspruchung.

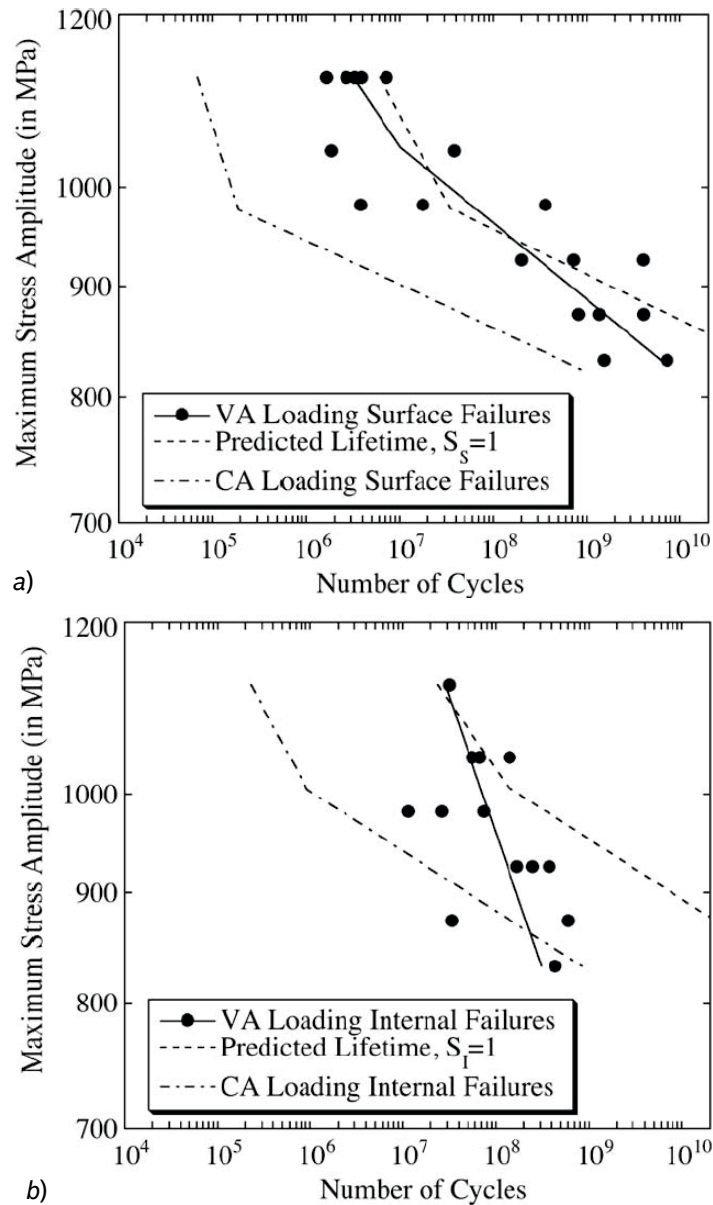


Abb. 2-33: Vergleich der rechnerischen und der experimentellen Gassnerlinien für glatte Proben aus 100Cr6, Rissinitiierung a) an der Oberfläche und b) im Volumen [107]

2.3.4 Betriebsfeste Bauteilauslegung von CR-Komponenten bei RB

Die Umsetzung der beschriebenen Konzepte soll nachfolgend anhand der betriebsfesten Bauteilauslegung von CR-Komponenten bei RB ausführlich beschrieben werden. Das CRS wurde von RB im Jahr 1997 zunächst für Personenkraftwagen eingeführt. Seit 1999 werden zudem auch CRS für Nutzfahrzeuge von RB produziert. Seinen Namen hat das System vom gemeinsamen Druckspeicher, dem Common-Rail, der alle Zylinder mit Kraftstoff versorgt, Abb. 2-34. Eine separate Hochdruckpumpe fördert kontinuierlich den Kraftstoff in das Rail. Während andere Systeme mit Diesel-Direkteinspritzung den hohen Kraftstoffdruck für jeden Einspritzvorgang stets erneut erzeugen müssen, steht beim CRS so permanent ein auf den Betriebszustand des Motors abgestimmter Kraftstoffdruck zur Verfügung. Das gesamte Einspritzsystem wird hierzu über ein Steuergerät (engl. Electronic Diesel Control, EDC)

elektronisch gesteuert. Das EDC berechnet aus Motordrehzahl und Fahrerwunsch (Pedalwertgeber) den optimalen Einspritzdruck, der über die Hochdruckpumpe dem Rail zur Verfügung gestellt und dort gespeichert wird. Der bereitgestellte Kraftstoff wird von den Injektoren, die jeweils über kurze Leitungen mit dem Rail verbunden sind, entsprechend den Vorgaben des Steuergeräts zu beliebig vorgegebenen Zeitpunkten entnommen und über die Düsen in den Brennraum des Motors eingespritzt [1].

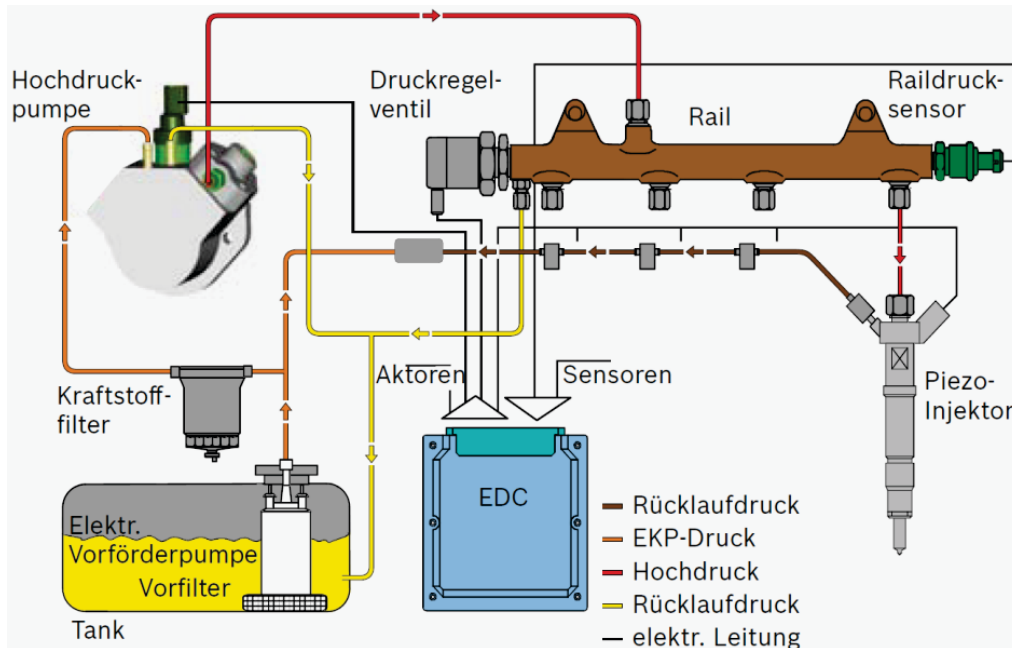


Abb. 2-34: Schematischer Aufbau des CRS [110]

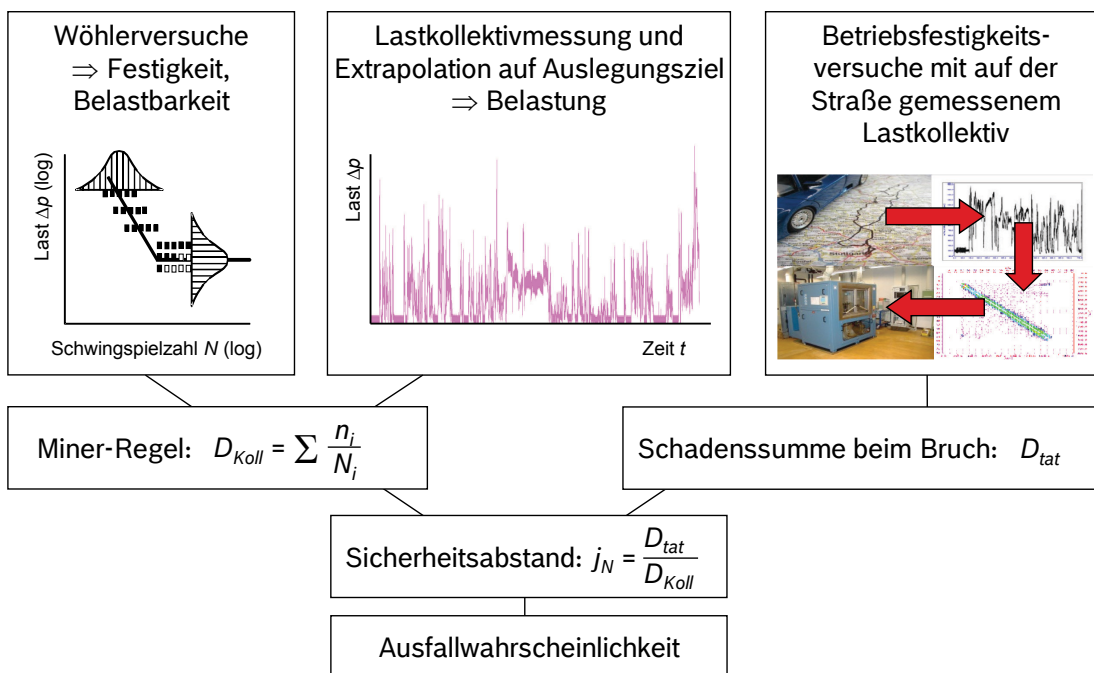


Abb. 2-35: Schematischer Ablauf der betriebsfesten Bauteilauslegung von CR-Bauteilen bei RB

Für die innendruckbelasteten Komponenten des CRS folgt aus dem variablen Einspritzdruck ein mehrstufiges Belastungskollektiv. Sofern es die Kombination aus Belastung und Belastbarkeit erlaubt, werden CR-Bauteile im Sinne des Leichtbaugedankens und der Wirtschaftlichkeit bei RB betriebsfest ausgelegt. Die Auslegung erfolgt hierzu entsprechend dem Nennspannungskonzept in Verbindung mit der relativen Miner-Regel. Der Innendruck im CRS wird als maßgebliche Belastungskenngröße herangezogen, da dieser sich proportional zur Nennspannung verhält. Die zentralen Bausteine des Absicherungskonzepts stellen entsprechend dem schematischen Ablaufplan in Abb. 2-35 Bauteilwöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche sowie die Lastkollektivmessung dar.

Die Wöhlerversuche gemäß Abs. 2.1.3 werden auf Innendruckpulsatoren an seriennahen Musterteilen oder im Idealfall an Bauteilen durchgeführt, die für die entsprechenden Versuche aus der Serienfertigung entnommen wurden. Somit enthalten die Wöhlerlinien implizit alle schwingfestigkeitsrelevanten Einflüsse, wie z. B. Kerben, Oberflächenbeschaffenheiten, Sekundärspannungen oder andere fertigungs- bzw. werkstoffbedingte Imperfektionen. Die Versuchstechnik ermöglicht das gleichzeitige Prüfen mehrerer Bauteile unter Innendruck, wobei ein Hydrauliköl als Prüfmedium zum Einsatz kommt. Die Versuche werden mit einer sinusförmigen, schwellenden Innendruckbelastung mit einer Lastwechselhäufigkeit von typischerweise 15 Hz durchgeführt. Ziel der Versuche ist die Ermittlung der Wöhlerlinie in der Näherung nach BASQUIN in der Gleichung:

$$N_i = N_E \left(\frac{\Delta p_D}{\Delta p_i} \right)^k \quad (2-28)$$

Hierzu werden in der Regel zwei bis drei Niveaus im Zeitfestigkeitsgebiet und weitere zwei bis drei Niveaus im Bereich der konventionellen Dauerfestigkeit bis zu einer Grenzwahrscheinlichkeit von in der Regel $N_G = 10^6 \dots 10^7$ durchgeführt. Die Versuchsdaten werden anschließend zur Definition der Dauerfestigkeit Δp_D nebst zugehöriger Streuspanne $1/T_S$ mit dem Probitverfahren nach FINNEY [111] und zur Bestimmung der Zeitfestigkeitsparameter (Neigung k , Eckschwahrscheinlichkeit N_E und Streuspanne $1/T_N$) mittels linearer Regression und dem Perlenschnurverfahren ausgewertet.

Für die Ermittlung der Betriebsbelastung der auszulegenden Komponenten des CRS werden Messfahrten auf definierten Strecken im öffentlichen Straßenverkehr mit Fahrzeugen durchgeführt, die hinsichtlich der Applikation (d. h. Fahrzeug, Motor und Datensatz des Steuergeräts) dem späteren Serienstand entsprechen. Die Teststrecke enthält definierte Abschnitte von Stadt-, Überland- und Autobahnfahrten. Dies ermöglicht es, die gewonnenen Einzelkollektive im Rahmen der Lastkollektivaufbereitung zu einem repräsentativen Gesamtkollektiv zusammenzufassen. Hierzu werden die Belastungs-Zeit-Funktionen mittels Rainflow-Zählung [12] klassiert, auf das Auslegungsziel extrapoliert und superponiert. Die Streckenanteile der einzelnen Fahrabschnitte am Auslegungskollektiv sind aus

statistischen Untersuchungen zur Fahrleistung des Personenstraßenverkehrs in Baden-Württemberg [112] abgeleitet. Weiterführende Untersuchungen bestätigen eine Übertragbarkeit der prozentualen Streckenanteile für Deutschland [113].

Mit den gewonnenen Druckkollektiven können Betriebsfestigkeitsversuche auf den Innendruckpulsatoren durchgeführt werden. Die Betriebsfestigkeitsversuche dienen entsprechend der relativen Miner-Regel der Ermittlung der tatsächlichen Schadenssumme, die ein Maß für den Einfluss variabler Lasten auf die Lebensdauer darstellt. Diese Betriebsfestigkeitsversuche werden im Rahmen der Bauteilfreigabe für entsprechende Erzeugnisgruppen durchgeführt. Hierzu wird an einem für die spezifische Erzeugnisgruppe repräsentativen Lastkollektiv zunächst eine Omission nach vorangegangener Amplitudentransformationen entsprechend der FKM-Richtlinie durchgeführt. Zur weiteren Reduzierung der Versuchszeiten erfolgt anschließend eine Anhebung des maximalen Drucks des Lastkollektivs auf in der Regel zwei bis drei verschiedene Maximalwerte. Das Kollektiv wird abschließend mittels Rainflow-Rekonstruktion in eine Umkehrpunktefolge umgewandelt, wobei die Reihenfolge der einzelnen Schwingspiele regellos durchmischt wird. Die so erstellte Umkehrpunktefolge wird am Prüfstand bis zum Bruch der Bauteile mehrfach nachgefahren, Abb. 2-36.

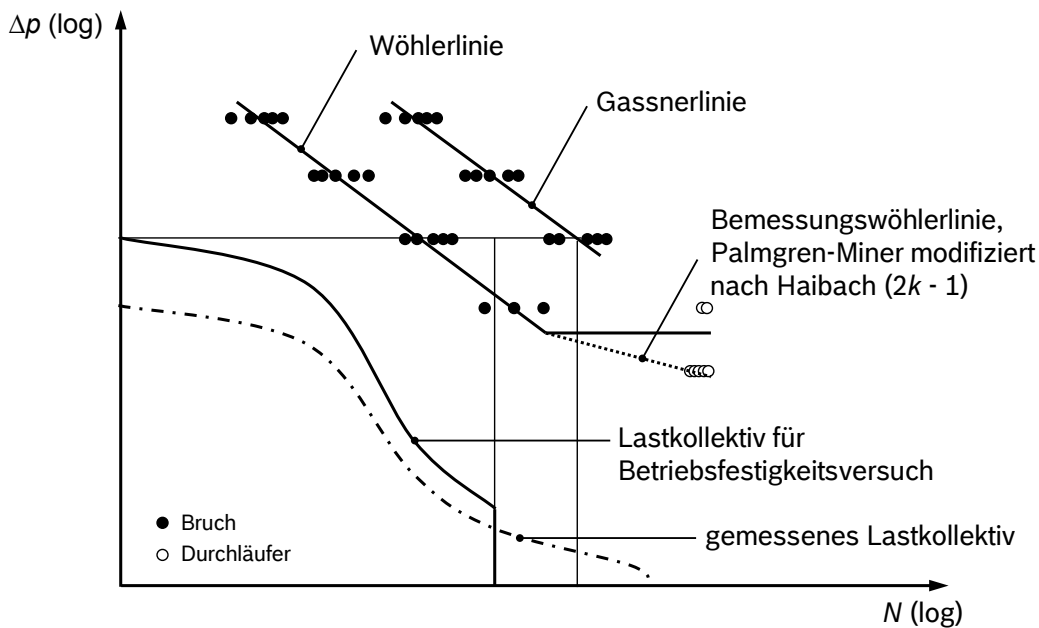


Abb. 2-36: Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche zur Ermittlung von Schadenssummen, schematische Darstellung

Die Auswertung der Betriebsfestigkeitsversuche erfolgt im ersten Schritt einzeln für jedes Bauteil. Das im Versuch ertragene Kollektiv, das zur Vermeidung von Reihenfolgeeinflüssen im Allgemeinen einem mehrfachen Durchlauf des Vorgabekollektivs entspricht, wird hierzu der Bauteilbemessungswöhlerlinie gegenübergestellt. Mittels linearer Schadensakkumulation wird unter Verwendung der Modifikation nach HAIBACH die rechnerisch ertragbare Bruchschwingspielzahl \bar{N}_{rech} für die theoretische Schadenssumme

$D=1$ ermittelt. Aus dem Verhältnis der rechnerisch und der experimentell ermittelten Bruchschwingspielzahl wird die Schadenssumme D_j eines einzelnen Bauteils bestimmt:

$$D_j = \frac{\overline{N}_{\text{exp}}}{\overline{N}_{\text{rech}}(D=1)} \quad (2-29)$$

Die tatsächliche mittlere Schadenssumme D_{tat} ergibt sich dann aus dem logarithmischen Mittelwert der einzelnen Schadenssummen aller geprüften Bauteile der Betriebsfestigkeitsversuche entsprechend Gl. (2-30).

$$D_{\text{tat}} = 10^{\frac{1}{n} \cdot \sum_{j=1}^n \log(D_j)} \quad (2-30)$$

Diese tatsächliche Schadenssumme muss abschließend für die Ermittlung der freigabe-relevanten Ausfallwahrscheinlichkeit der Schadenssumme des Auslegungskollektivs gegenübergestellt werden. Die Schadenssumme des Auslegungskollektivs D_{Koll} wird hierzu durch Vergleich der Bauteilbemessungswöhlerlinie in der Modifikation nach HAIBACH mit dem entsprechend der FKM-Richtlinie auf das Lastverhältnis $R=0$ mittelspannungstransformierten Auslegungskollektiv berechnet. Diese Vorgehensweise wird unabhängig von der Lage des Kollektivhöchstwertes zum Abknickpunkt der Wöhlerlinien durchgeführt. D. h. auch wenn der Kollektivhöchstwert unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit liegt, werden die Wöhlerlinien entsprechend dem Ansatz von HAIBACH modifiziert und die Berechnung ausschließlich gegen die zweite Neigung durchgeführt. Entsprechend der linearen Schadensakkumulation gilt für die Schadenssumme des Auslegungskollektivs:

$$D_{\text{Koll}} = \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_i} \quad (2-31)$$

Mit der Streuung dieser Belastungskenngröße und der Streuung der Belastbarkeit könnte die zu erwartende Ausfallwahrscheinlichkeit der Komponente abgeschätzt werden. Da die Streuung der Belastung jedoch nicht bekannt ist, muss bei der Absicherung der CR-Komponenten auf die vereinfachte Ausfallwahrscheinlichkeit P_A^* nach HAIBACH [3] zurückgegriffen werden. Grundgedanke der vereinfachten Ausfallwahrscheinlichkeit ist, dass die Belastungsermittlung zu einem verhältnismäßig ungünstigen Belastungswert führt, der nur selten erreicht wird und demgemäß mit einer Wahrscheinlichkeit von $P_E = 5\%$ angesetzt werden darf, Abb. 2-37. Die Fahrer der Lastkollektivmessungen sind daher geschult und angehalten, kritisch und reproduzierbar zu fahren. Eine kritische Fahrweise zeichnet sich durch häufige Lastwechsel bedingt durch Beschleunigungs-, Brems- und Schaltvorgänge bei möglichst hohen Motordrehzahlen aus. Statistische Vergleichsuntersuchungen mit unterschiedlichen Fahrern haben ergeben, dass durch die auslegungsrelevanten Lastkollektive der Testfahrer mindestens 95 % aller Fahrer der Stichprobe abgedeckt werden [113,

114]. Somit folgt für den Sicherheitsabstand zwischen Belastung und Belastbarkeit bzw. zwischen den beiden Schadenssummen:

$$j_N = \frac{D_{tat}}{D_{Koll}} \quad (2-32)$$

Anhand dieser Sicherheitszahl kann die Ausfallwahrscheinlichkeit abgeschätzt werden. Da es sich bei den Komponenten der Dieseleinspritztechnik um sicherheitsrelevante Bauteile handelt, wird der Nachweis einer vereinfachten Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A^* \leq 1$ ppm für die Freigabe bei RB verlangt. Dabei ist zu beachten, dass eine rechnerische Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A^* = 1$ ppm nicht bedeutet, dass von 10^6 Bauteilen exakt eines ausfallen wird. Sofern Beanspruchbarkeit und Beanspruchung den zugrundegelegten Annahmen der Untersuchung entsprechen, ist bei einer rechnerischen Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A^* = 1$ ppm kein Ausfall zu erwarten [115].

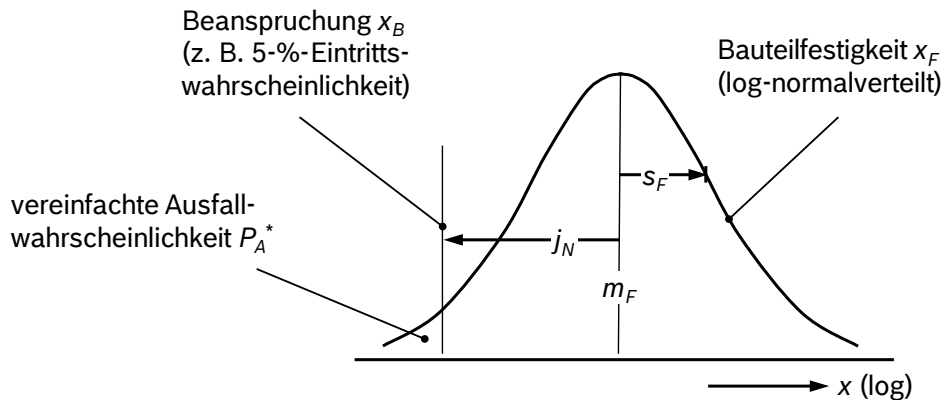


Abb. 2-37: Definition der vereinfachten Ausfallwahrscheinlichkeit P_A^* bei einer log.-normalverteilten Streuung der Bauteilfestigkeit (Index F) und einer unbekanntenen Beanspruchungsstreuung (Index B); schematische Darstellung in Anlehnung an HAIBACH [3]

3 Experimentelle Untersuchungen an Kerbproben

3.1 Werkstoff- und Probencharakterisierung

Zur Ableitung eines Absicherungskonzepts für innendruckbelastete Bauteile aus 100Cr6 wurde das Schwingfestigkeitsverhalten des Werkstoffs anhand gekerbter Schwingproben untersucht. Neben der Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens im Wöhlerversuch galt es, den Einfluss von variablen Amplituden auf die Lebensdauer zu analysieren. Die hierzu eingesetzten Werkstoff- und Probenvarianten sollen nachfolgend ausführlich charakterisiert werden.

3.1.1 Probenmaterial

Für die experimentellen Untersuchungen an Kerbproben wurden zwei Chargen unterschiedlicher Reinheit des Stahls 100Cr6 verwendet. Der Schwerpunkt wurde auf die Werkstoffgüte 803Q der Fa. Ovako gelegt. Diese Variante des hochkohlenstoffhaltigen Chromstahls wird bei RB für eine Vielzahl von Komponenten der Dieseleinspritztechnik eingesetzt. Mit der Güte VIM-VAR der Fa. Aubert & Duval stand zudem für eine Werkstoffpotentialanalyse eine hochreine Variante des Wälzlagerstahls zur Verfügung.

Die Herstellung der Werkstoffgüte 803Q erfolgt bei Fa. Ovako gemäß dem Produktionslenkungsplan OVAKO TFG 015 nach ISO/TS 16949. Die einzelnen Stahlherstellungsprozesse (d. h. Erschmelzung, Sekundärmetallurgie, Vergießen) sind im Hinblick auf die Anforderungen an den mikroskopischen Reinheitsgrad und die Vermeidung makroskopischer innerer Fehler optimiert. Nach dem Vergießen wird der Stahl warmgewalzt, auf kugelige Carbide gegläht und geschält. Im Gegensatz zur lufterschmolzenen Güte 803Q erfolgt bei der hochreinen und damit einschlussarmen VIM-VAR-Variante die Primärererschmelzung im Vakuum (engl. Vacuum Induction Melting, VIM). Zur weiteren Steigerung des Reinheitsgrads wird der Stahl zusätzlich im Vakuum-Lichtbogenofen umgeschmolzen (engl. Vacuum Arc Remelting, VAR).

Das Rohmaterial beider Werkstoffgüten lag im Anlieferungszustand warmgewalzt und weichgeglüht vor. Beim 803Q wies das Rohmaterial einen Durchmesser von 33 mm und bei der VIM-VAR-Charge einen Durchmesser von 30 mm auf.

Die chemische Zusammensetzung der beiden Ausgangsmaterialien (nach der Schmelzanalyse) zeigt Tab. 3-1. Die ermittelten Werte entsprechen der Sollzusammensetzung für den Werkstoff 100Cr6 gemäß der Norm DIN EN ISO 683-17. Erwartungsgemäß sind zwischen den beiden Varianten keine signifikanten Unterschiede festzustellen.

Tab. 3-1: Chemische Zusammensetzung (Massenanteile in %)

Werkstoffcharge	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu
803Q	0,95	0,28	0,27	0,002	0,001	1,45	0,08	0,048
VIM-VAR	1,01	0,28	0,34	0,005	0,002	1,48	0,04	
Anforderungen	0,93	0,15	0,25			1,35		
nach	bis	bis	bis	max.	max.	bis		max.
DIN EN ISO 683-17	1,05	0,35	0,45	0,025	0,015	1,60		0,30

In Anlehnung an DIN 50602 erfolgte zur weiteren Charakterisierung der beiden Werkstoffchargen die Bestimmung des Reinheitsgrads, der eine Angabe über den Gehalt an nichtmetallischen Einschlüssen in Form von Sulfiden und Oxiden gestattet. Zum Einsatz kam das Verfahren K, das als Kennwert den Flächenanteil von Einschlüssen ab einer festgelegten Größe bezogen auf eine Auswertefläche von 1000 mm² angibt. Unter Verwendung der Größenkennziffer 1, die bei Ovako und RB für den Werkstoff 100Cr6 standardmäßig vorgesehen ist, konnten zwischen den beiden Chargen keine signifikanten Unterschiede festgestellt werden, Tab. 3-2.

Tab. 3-2: K1-Werte nach DIN 50602

	803Q	VIM-VAR
Sulfide	0	0
Oxide	2	0
Gesamt	2	0
Auswertefläche in mm ²	1260	1316

Neben der Definition des Reinheitsgrads wurden für beide Chargen auch die Größenverteilungen nichtmetallischer Einschlüsse mittels INCA (engl. Inclusion Analyses) bestimmt. Hierzu wurden aus den beiden Rohmaterialien Schlitze quer zu Walzrichtung erstellt und mit dem Rasterelektronenmikroskop (REM) untersucht. Die Einschlussdetektierung im REM erfolgte vergleichbar zur Vorgehensweise bei einem Lichtmikroskop auf Basis einer Grauwertunterscheidung. Die chemische Zusammensetzung der detektierten Einschlüsse wurde mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie (engl. Energy Dispersive X-ray Spectroscopy, EDX) bestimmt und ein äquivalenter Kreisdurchmesser über die gemessene Einschlussfläche für jeden einzelnen Einschluss berechnet. Jeder Einschluss konnte so einer spezifischen Einschlussklasse (Sulfide, Oxide oder Nitride) zugeordnet werden. Innerhalb der einzelnen Klassen wurden die Einschlüsse anschließend über die äquivalenten Kreisdurchmesser der Größe nach sortiert und die Anzahl der Einschlüsse ausgezählt, die einen bestimmten Grenzwert überschreiten. Abschließend wurden die ermittelten Häufigkeitsverteilungen über die jeweils zugehörige Auswertefläche auf eine Einheitsfläche von einem Quadratmillimeter bezogen.

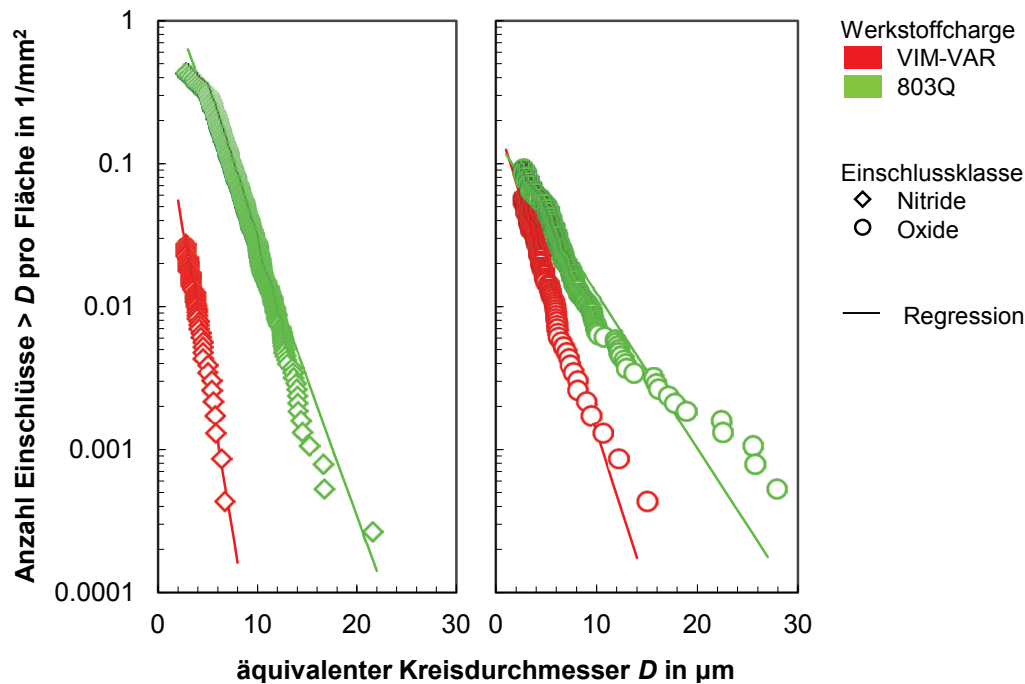


Abb. 3-1: Größenverteilung relevanter Einschlussklassen am Querschliff

Die Größenverteilungen für die Einschlussklassen Nitride und Oxide zeigt Abb. 3-1. Die zugehörigen Verteilungsparameter der Exponentialfunktionen entsprechend Gl. (2-24) sind in Tab. 3-3 angegeben. Die Untersuchungen zeigen erwartungsgemäß, dass bei der lufterschmolzenen Güte 803Q pro Fläche deutlich mehr nichtmetallische Einschlüsse vorliegen als bei der im Vakuum erschmolzenen und zusätzlich im Vakuum umgeschmolzenen VIM-VAR-Variante.

Tab. 3-3: Größenverteilung relevanter Einschlussklassen am Querschliff

Werkstoffcharge	Einschluss- klasse	f in $1/m^2$	k in $1/m$	Auswertefläche in mm^2
803Q	Nitride	$2,342 \cdot 10^6$	$0,440 \cdot 10^6$	3766
	Oxide	$0,146 \cdot 10^6$	$0,244 \cdot 10^6$	
VIM-VAR	Nitride	$0,340 \cdot 10^6$	$0,930 \cdot 10^6$	2303
	Oxide	$0,195 \cdot 10^6$	$0,488 \cdot 10^6$	

3.1.2 Probenformen und -fertigung

Im Rahmen der Arbeit kamen unterschiedliche Probenvarianten zum Einsatz. In Tab. 3-4 werden die Bezeichnungen und die charakteristischen Merkmale der einzelnen Probenvarianten zusammengefasst. Es ist zudem der Typ der Prüfmaschine angegeben, auf der die experimentellen Untersuchungen mit der jeweiligen Probenvariante durchgeführt wurden. Die einzelnen Versuchseinrichtungen werden in Abs. 3.2 näher erläutert. Um bei den Schwingproben eine bauteilähnliche Beanspruchungssituation einzustellen, wurden Kerbproben eingesetzt. Die angegebenen Kerbformzahlen der Proben beziehen sich jeweils auf die erste Hauptspannung und wurden mittels linear-elastischer FE-Analysen ermittelt.

Tab. 3-4: Probenbezeichnung und -merkmale sowie zugeordnete Prüfmaschinen (Ultraschall-schwingprüfmaschine (US), servohydraulische Prüfmaschine (SH), Zug-Druck-Prüfstand (ZD))

Probenbezeichnung	Werkstoffcharge	Wärmebehandlung	Kerbformzahl K_t	Oberflächenzustand	Prüfmaschine
Kt2-VV-US	VIM-VAR	bainitisch	2	geschliffen	US
Kt2-VV-SH	VIM-VAR	bainitisch	2	geschliffen	SH
Kt2-8Q-US	803Q	bainitisch	2	geschliffen	US
Kt2-8Qm-US	803Q	martensit.	2	geschliffen	US
Kt13-8Q-US	803Q	bainitisch	1,3	poliert	US
Kt13-8Q-SH	803Q	bainitisch	1,3	poliert	SH
VV	VIM-VAR	bainitisch	1,0	geschliffen	ZD
8Q	803Q	bainitisch	1,0	geschliffen	ZD
8Qm	803Q	martensit.	1,0	geschliffen	ZD

Abb. 3-2 zeigt die Geometrie der Schwingproben im Prüfbereich für die beiden verwendeten Kerbformzahlen. Die einzelnen Probenvarianten unterscheiden sich im Bereich der Einspannung zum Teil deutlich, im relevanten Prüfbereich sind die Varianten innerhalb einer Kerbgeometrie jedoch identisch.

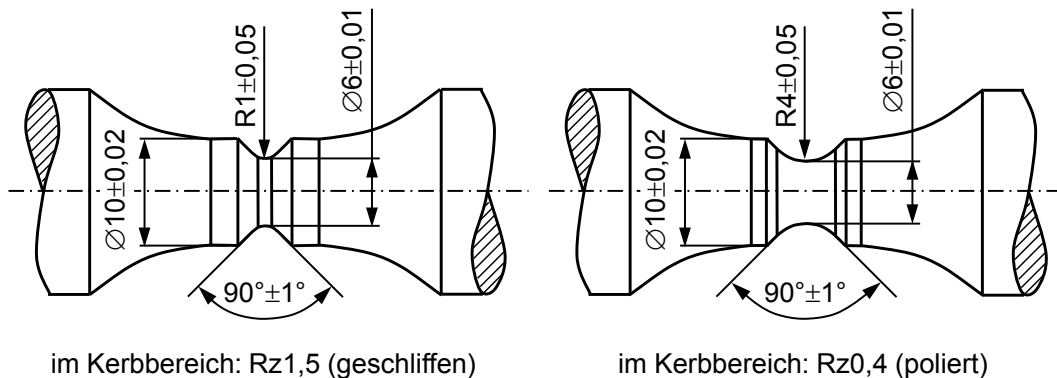


Abb. 3-2: Geometrie der Kerbproben im relevanten Prüfbereich

Alle Proben wurden dem Stangenmaterial in Längsrichtung entnommen. Die Probenachse verläuft somit parallel zur Walzrichtung. Die einzelnen Schwingproben wurden zunächst auf CNC-Drehmaschinen mit Aufmaß vorgedreht. Anschließend wurde der überwiegende Teil der Proben einer zweistufigen bainitischen Wärmebehandlung unterzogen, Tab. 3-5. Für Stichversuche wurden die Probenvarianten Kt2-8Qm-US und 8Qm mit den in Tab. 3-6 angegebenen Prozessparametern martensitisch gehärtet und angelassen.

Tab. 3-5: Wärmebehandlungsanweisung der bainitischen Proben

Behandlungsschritt	Behandlungsmittel	Temperatur in °C	Haltezeit in min
Austenitisieren	Schutzgas	850 ± 8	35 ± 10
Abschrecken	Salzwarmbad	220 ± 5	20 ± 3
Anlassen	Luft	260 ± 10	> 270

Tab. 3-6: Wärmebehandlungsanweisung der martensitischen Proben

Behandlungsschritt	Behandlungsmittel	Temperatur in °C	Haltezeit in min
Vorwärmen	Vakuum	830 ± 10	10 ± 5
Aufheizen	Vakuum	880 ± 10	5
Austenitisieren	Vakuum	880 ± 10	55 ± 5
Abschrecken	N ₂ , 15 bar	< 30	
Tiefkühlen	Luft / N ₂	-70 ± 10	120 ± 10
Anlassen	Luft	230	120 ± 5

Nach der Wärmebehandlung wurden die Schwingproben zur Verzugsbeseitigung auf CNC-Rundschleifmaschinen auf Endmaß geschliffen. Bei allen Probenvarianten kamen gleiche Bearbeitungsschritte und vergleichbare bis gleiche Prozessparameter zum Einsatz. Eine identische Bearbeitung wurde angestrebt, um Unterschiede zwischen den einzelnen Probenvarianten sowohl in den Oberflächengütern als auch in den aus dem Schleifen resultierenden Eigenspannungen möglichst gering zu halten. Um die durch das Schleifen entstandenen Umfangsriefen zu entfernen, wurden die schwach gekerbten Probenvarianten Kt13-8Q-US und Kt13-8Q-SH nach dem Schleifen zusätzlich im Kerbgrund poliert. Im Anschluss an die Hartbearbeitung wurden von jeder Probenvariante mehrere Proben stichprobenartig auf Maßhaltigkeit und auf Einhaltung der Rauheitskennwerte im Kerbgrund überprüft. Signifikante Abweichungen von den Vorgabewerten konnten nicht festgestellt werden.

3.1.3 Gefüge- und Härtezustand nach der Wärmebehandlung

Zur Überprüfung der Wärmebehandlungen wurden aus endbearbeiteten Proben metallografische Schliffe in Querrichtung angefertigt. Die Gefügeausbildung dieser Proben im Kerbquerschnitt wurde anschließend mit dem Lichtmikroskop untersucht. Es zeigte sich, dass die Schwingproben das für die jeweilige Wärmebehandlung typische Gefüge aufweisen, Abb. 3-3. Nennenswerte Anteile an kontinuierlich gebildeten Gefügebestandteilen konnten mit dem Lichtmikroskop und dem REM ebenso wenig festgestellt werden, wie Unterschiede in der Gefügeausbildung im Rand- und Kernbereich. Bei allen untersuchten Proben konnten auch keine Anlass- oder Neuhärtezonen im Randbereich entdeckt werden, die auf eine fehlerhafte Schleifbearbeitung hinweisen könnten.

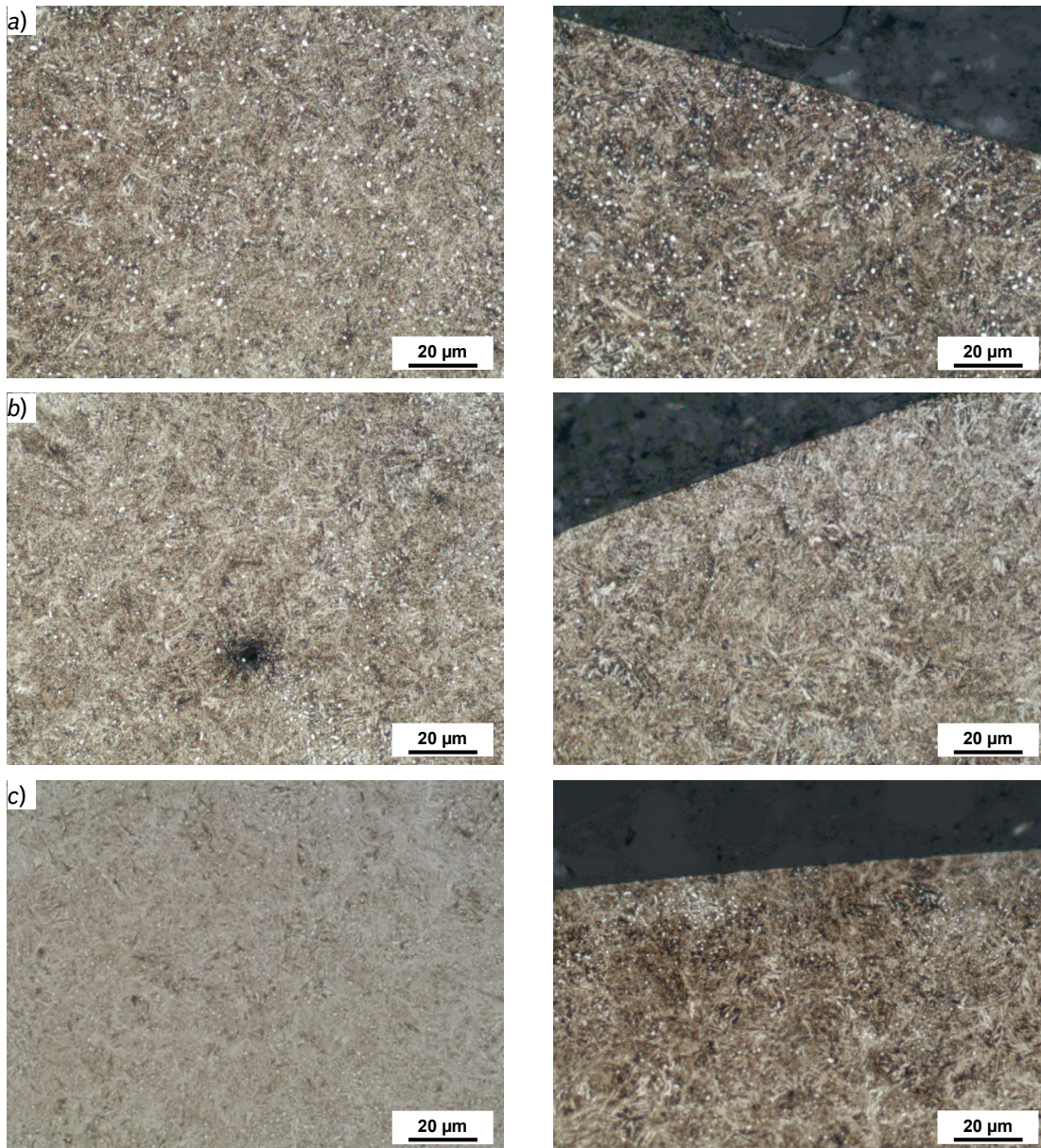


Abb. 3-3: Gefüge der Schwingproben im Kern (links) bzw. Randbereich (rechts) in Querrichtung, ermittelt an bainitischen Proben aus a) VIM-VAR bzw. b) 803Q sowie c) an martensitischen Proben aus 803Q

An den Querschliffen wurde als weiterer Gütemaßstab für die Wärmebehandlung die Kernhärte der Kerbproben bestimmt. Der Stichprobenumfang lag bei fünf Proben je Probenvariante. Die ermittelten Kernhärtewerte im Kerbquerschnitt lagen alle innerhalb der Toleranz und streuten nur geringfügig um die zugehörige mittlere Vorgabe, Abb. 3-4. Neben der Kernhärte wurde auch der zugehörige Rand-Kernhärte-Verlauf im Kerbquerschnitt stichprobenartig bestimmt, Abb. 3-5. Ein Unterschied zwischen den Rand- und Kernhärtewerten lag bei der martensitischen Probenvariante Kt2-8Qm-US nicht vor. Bei allen bainitischen Probenvarianten musste hingegen ein signifikanter Abfall der Härte vom Kern zum Rand hin festgestellt werden. Vermutlich aufgrund einer fehlerhaften Prozessführung lag die Härte im Randbereich im Mittel um etwa 40 HV unterhalb der Kernhärte und damit im unteren Toleranzbereich bzw. leicht darunter.

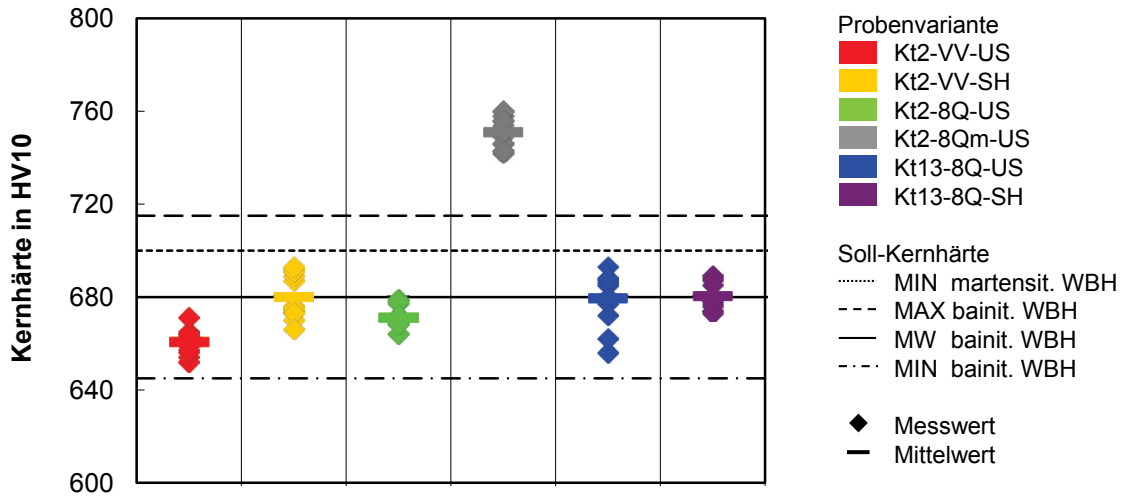


Abb. 3-4: Kernhärte der Schwingproben im Kerbquerschnitt

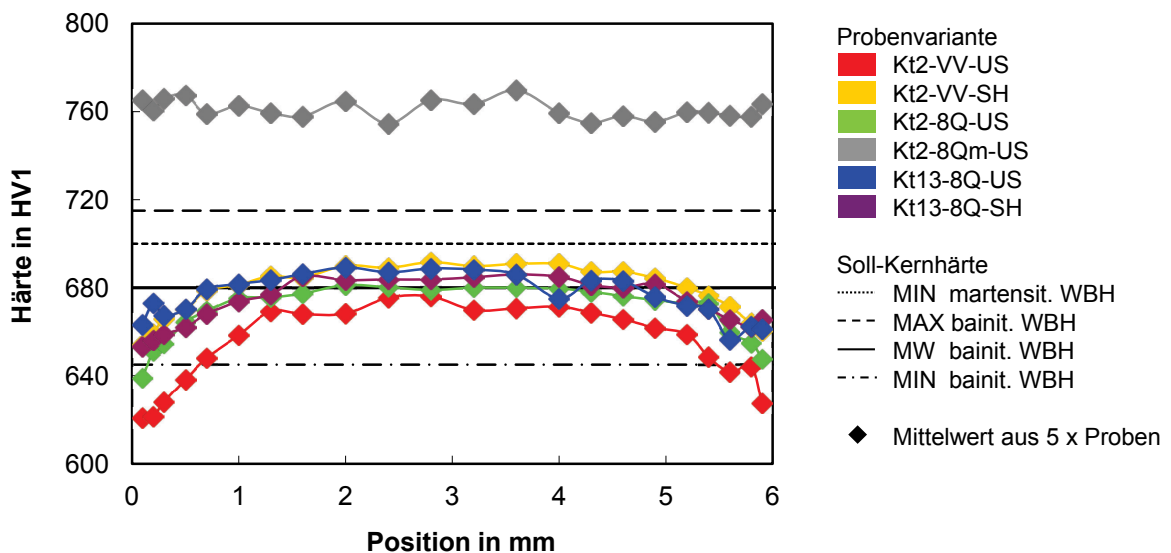


Abb. 3-5: Rand-Kernhärte-Verlauf im Kerbquerschnitt

3.1.4 Kennwerte aus dem Zugversuch

Zur Bestimmung der statischen Festigkeitskennwerte wurden Zugversuche an Rundproben mit Gewindeköpfen nach DIN EN 10002-1:2001-12 durchgeführt. Tab. 3-7 zeigt die ermittelten Kennwerte, die aus je fünf bzw. sechs Proben berechnet wurden.

Tab. 3-7: Kennwerte aus dem Zugversuch, Zugproben nach DIN 50125 – B4×20

Probenbezeichnung	R_m in MPa	$R_{p0,2}$ in MPa	E-Modul in GPa	A_G in %	A_5 in %
VV	2339 ± 12	2061 ± 13	$203,8 \pm 0,3$	$2,7 \pm 0,1$	$5,5 \pm 0,4$
8Q	2342 ± 5	2056 ± 6	$203,6 \pm 0,2$	$3,2 \pm 0,2$	$6,2 \pm 0,4$
8Qm	2531 ± 77	2273 ± 8	$201,5 \pm 0,3$	$0,8 \pm 0,3$	$0,8 \pm 0,3$

Erwartungsgemäß lieferten die bainitischen Probenvarianten unabhängig von der verwendeten Werkstoffcharge grundsätzlich vergleichbare Festigkeitskennwerte. Die statischen Festigkeiten sind etwas geringer und die Zähigkeiten deutlich höher als bei der martensitischen Probenvariante. Neben dem geringeren Verzug bei der Wärmebehandlung stellen diese höheren Zähigkeiten u. a. auch die herausragenden Eigenschaften des Bainits gegenüber dem Martensit dar [116].

3.1.5 Eigenspannungen im unbeanspruchten Zustand

Der Eigenspannungszustand der Schwingproben wurde stichprobenartig an mindestens drei Proben je Probenvariante röntgenografisch bestimmt. Da die Proben aufgrund der Kerbflanken für die Messung der Eigenspannungen in Längsrichtung zerstörend präpariert werden mussten und von den Varianten Kt2-VV-SH und Kt13-8Q-SH nur eine begrenzte Prüflingsanzahl zur Verfügung stand, wurden bei diesen Varianten nur die Eigenspannungen in Umfangsrichtung bestimmt. Diese Messungen konnten zerstörungsfrei erfolgen. Die Eigenspannungen wurden nach dem $\sin^2\psi$ -Verfahren an einem ψ -Diffraktometer mit einem Diffraktometerkreis von 220 mm Radius mittels Cr-K $_{\alpha}$ -Strahlung an der Fachhochschule Kaiserslautern, Fachbereich Angewandte Ingenieurwissenschaften bestimmt [117]. Analysiert wurden die $\{211\}$ -Ebenen in einem Messbereich von $2\theta = 145^\circ$ bis 163° . Aus den gemessenen $\{211\}$ -Interferenzlinienlagen an Ferrit erfolgte die Auswertung der Eigenspannungen nach dem $\sin^2\psi$ -Verfahren, wobei ein Elastizitätsmodul von $E^{\{211\}} = 220$ GPa und eine Querkontraktionszahl von $\nu^{\{211\}} = 0,28$ angesetzt wurden.

Die an der Oberfläche im Kerbgrund ermittelten Eigenspannungen in Längs- und in Umfangsrichtung sind in Abb. 3-6 dargestellt. Alle gemessenen Eigenspannungen lagen als Folge der kombinierten mechanischen und thermischen Beanspruchung während der Oberflächenbearbeitung im Druckbereich [118]. Bei den geschliffenen Probenvarianten wurden im Mittel Druckeigenspannungen von 350 MPa bis 450 MPa in Umfangsrichtung und 450 MPa bis 500 MPa in Längsrichtung festgestellt. Gewisse Unterschiede lagen somit trotz gleicher Bearbeitungsschritte zwischen den einzelnen Probenvarianten vor. Auch streuten die Eigenspannungen innerhalb der Probenvarianten unterschiedlich stark. Insgesamt fiel auf, dass die Eigenspannungen in Längsrichtung höheren Streuungen unterlagen als die Eigenspannungen in Umfangsrichtung. Dies kann vermutlich auf die Messung selbst zurückgeführt werden, die sich in Längsrichtung deutlich schwieriger gestaltete [119]. Bei den zusätzlich polierten Kerbproben vom Typ Kt13-8Q-US und Kt13-8Q-SH fielen die Druckeigenspannungen im Mittel sowohl in Umfangs- als auch in Längsrichtung mit 550 MPa tendenziell etwas höher aus als bei den geschliffenen Varianten, deren Werte sich insgesamt mit Erfahrungen für das Bearbeitungsverfahren Schleifen decken [118].

Neben den Eigenspannungen an der Oberfläche wurde auch der Tiefenverlauf der Eigenspannungen stichprobenartig bestimmt. Hierzu wurden die Schwingproben herangezogen, an denen bereits zuvor die Eigenspannungen an der Oberfläche in Längs- und Umfangs-

richtung ermittelt wurden. Für die Messreihen wurden an den einzelnen Proben definierte Materialschichten schrittweise elektrolytisch mit einem Elektropoliergerät abgetragen. Wie die Eigenspannungstiefenverläufe in Abb. 3-7 zeigen, gehen bei der martensitischen Probenvariante Kt2-8Qm-US die durch das Schleifen induzierten Druckeigenspannungen in Längs- und Umfangsrichtung ab einer Tiefe von 8 μm auf einen weitgehend eigenspannungsfreien Zustand zurück. Bei den Prüflingen mit bainitischer Wärmebehandlung überlagern sich im Randbereich der Kerbproben Druckeigenspannungen aus der Wärmebehandlung und der Oberflächenbearbeitung. Es liegen im Mittel Druckeigenspannungen zwischen 300 MPa und 400 MPa in Umfangs- und Längsrichtung in einer Tiefe von 8 μm vor. Erst in Abtragstiefen von 20 μm bis 50 μm sind bei den bainitischen Proben nahezu konstante Druckeigenspannungen im Bereich von 150 MPa bis 250 MPa zu finden, die einzig aus der Wärmebehandlung resultieren.

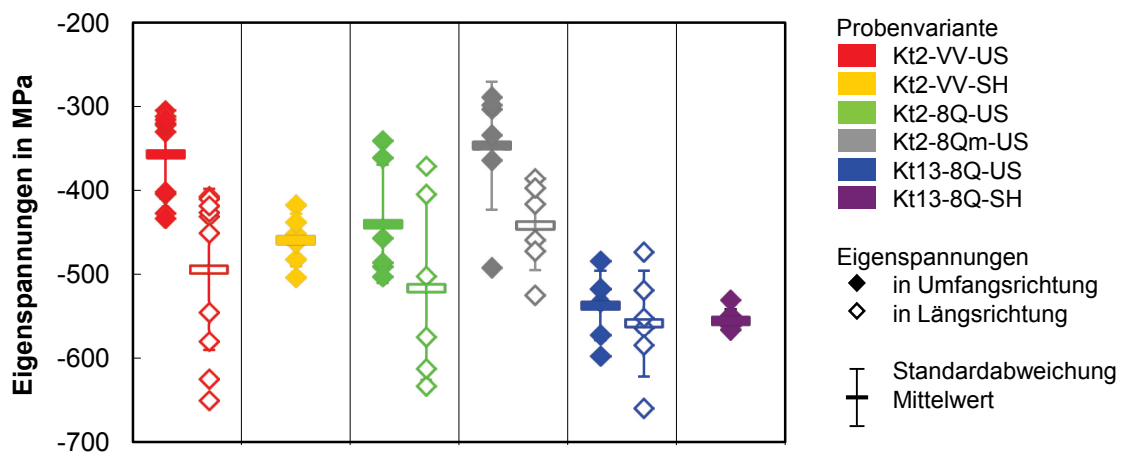


Abb. 3-6: Oberflächeneigenspannungen im Kerbgrund (unbeanspruchter Zustand)

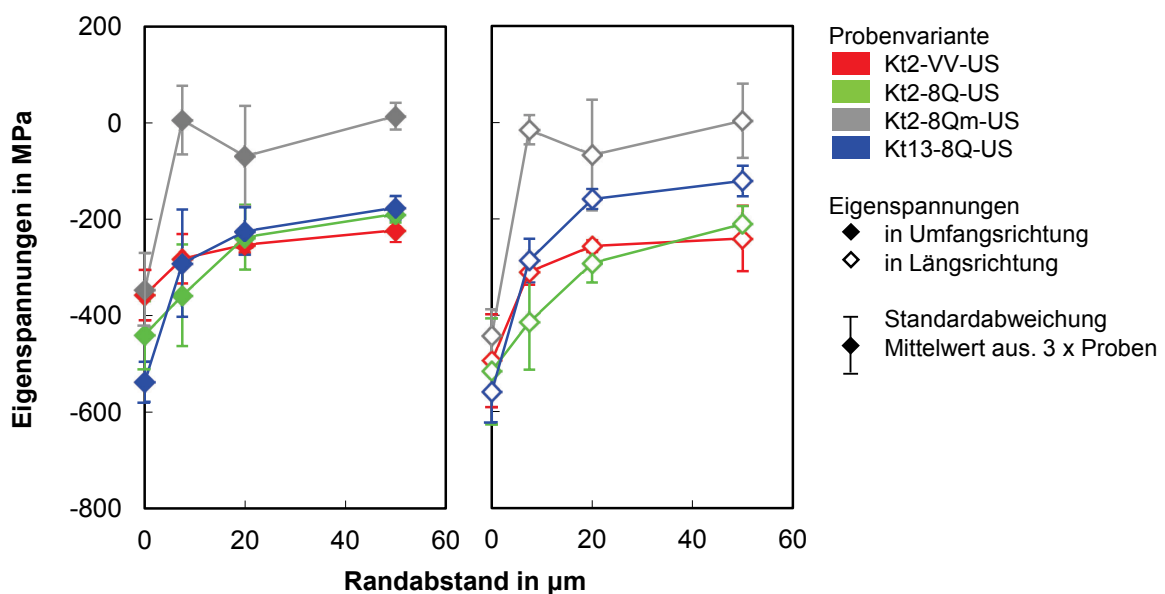


Abb. 3-7: Tiefenverlauf der Eigenspannungen im Kerbgrund (unbeanspruchter Zustand)

3.2 Versuchseinrichtungen

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen an den Kerbproben kamen verschiedene Prüfsysteme zum Einsatz, Tab. 3-8. Die einzelnen Versuchseinrichtungen ermöglichten es, das Schwingfestigkeitsverhalten von 100Cr6 bei unterschiedlichen Randbedingungen zu analysieren. Die einzelnen Prüfsysteme und damit verbundene Einschränkungen bzw. Randbedingungen sollen nachfolgend erläutert werden. Darüber hinaus wird auf Voruntersuchungen eingegangen, die zur Verifikation der jeweiligen Anlagentechnik durchgeführt wurden. Alle Untersuchungen wurden bei Raumtemperatur durchgeführt. Das Umgebungsmedium war Laborluft.

Tab. 3-8: Versuchseinrichtungen für die Versuchsarten Wöhlerversuch (WV) und Betriebsfestigkeitsversuch (BFV)

Prüfmaschine	Hersteller	Versuchsart	Frequenz f in Hz	Grenzschwingspielzahl N_G
US	BOKU Wien	WV, BFV	20.000	10^9
SH	Schenck	WV	20	10^7
SH	MTS	WV	1, 20	10^6

3.2.1 Servohydraulische Prüfmaschinen

Für die Untersuchungen des Schwingfestigkeitsverhaltens von 100Cr6 bei einer Frequenz von 1 Hz bzw. 20 Hz kamen am Steinbeis-Transferzentrum an der Hochschule Esslingen ein servohydraulisches Prüfsystem der Fa. MTS und am Institut für Werkstofftechnik an der Universität Siegen ein System der Fa. Schenck zum Einsatz. Die maximale Prüflast der Systeme lag bei 100 kN bzw. 160 kN. Die beiden servohydraulischen Prüfsysteme sind durch einen Hydraulikzylinder mit zwei Arbeitskammern gekennzeichnet, die über ein elektronisch angesteuertes Servoventil jeweils mit Druck versorgt werden. Der Kolben kann kraft geregelt ein- oder ausgefahren werden, um die erforderliche Belastung in den Laststrang einzuleiten, Abb. 3-8.

Durch diesen Aufbau sind Prüfsysteme dieser Art vielfältig einsetzbar und ermöglichen es, verschiedene Prüffrequenzen sowie nahezu beliebige Signalformen und Lastfolgen einzustellen. Als Nachteil müssen jedoch die geringen Prüffrequenzen der Systeme angesehen werden, die lange Versuchszeiten zur Folge haben und wirtschaftliche Untersuchungen im VHCF-Bereich unmöglich machen. Nicht zuletzt aufgrund der geringen Prüffrequenz erreichen servohydraulische Prüfsysteme im Allgemeinen eine hohe Genauigkeit der Lastaufbringung. Es muss jedoch sichergestellt werden, dass durch die Prüflingseinspannung keine ungewünschten Querkräfte und Biegemomente überlagert werden. Deshalb wurden die beiden Prüfaufbauten vor der Versuchsdurchführung mit einer mit DMS versehenen Kalibrierprobe ausgerichtet. So konnte sichergestellt werden, dass die Biegung bezogen auf die axiale Nennlast, wie in ISO 1099:2006 gefordert, im relevanten Prüfbereich kleiner 5 %

war. Der Einfluss einer überlagerten Biegung auf das Ergebnis der Wöhlerversuche konnte auf beiden Prüfmaschinen somit ausgeschlossen werden.

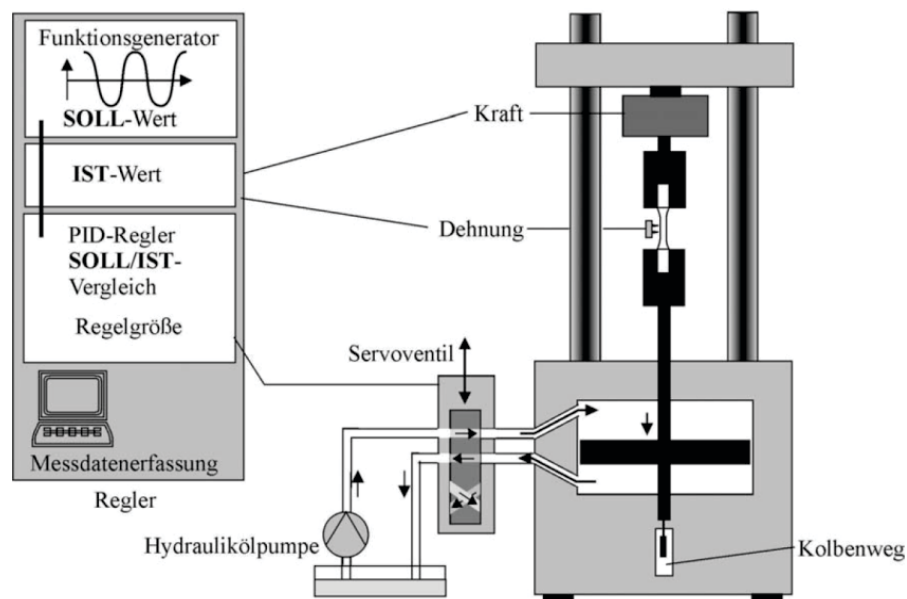


Abb. 3-8: Schematischer Aufbau einer servohydraulischen Prüfmaschine [120]

3.2.2 Ultraschallschwingprüfmaschine

Die Ermüdungsversuche bei einer Frequenz von ca. 20 kHz wurden am Institut für Werkstofftechnik auf einer Ultraschallschwingprüfmaschine der Bauart BOKU Wien durchgeführt. Das System wurde zur Überlagerung einer statischen Mittellast in eine Universalprüfmaschine der Fa. Hegewald & Peschke vom Typ *inspect table* integriert. Der verwendete Lastrahmen ermöglichte eine maximale statische Prüfkraft von 100 kN.

Bei der Ultraschallschwingprüfmaschine wird die Probe durch eine eingeleitete Schallwelle zu Resonanzschwingungen angeregt. Im Laststrang ergibt sich dadurch der in Abb. 3-9 schematisch dargestellte Verschiebungs- sowie Dehnungs- bzw. Spannungsverlauf. Die Probe erfährt im Mittelbereich die maximale zyklische Dehnung. Durch die extrem hohe Prüffrequenz im Bereich von ca. 20 kHz können sehr kurze Versuchszeiten erreicht werden. Die aus der hohen Belastungsfrequenz resultierenden hohen Dehnraten und die Werkstoffdämpfung können allerdings, wie bereits in Abs. 2.2.2 diskutiert wurde, zu einer Erwärmung der Probe führen. Deshalb wurde die Beanspruchung im Rahmen dieser Arbeit in Form von Puls-Pause-Zyklen aufgebracht, Abb. 3-10. Unabhängig von der Beanspruchungshöhe wurde in den Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuchen eine Pulslänge von $\Delta t_{Puls} = 100$ ms und eine Pausenlänge von $\Delta t_{Pause} = 300$ ms gewählt. Bei den Untersuchungen mit dem Probenotyp Kt13-8Q-US wurde zudem Druckluft auf die Probenoberfläche geblasen. Es konnte auf diese Weise sichergestellt werden, dass die Temperatur der Proben während der Prüfung nicht unzulässig anstieg. Als zulässige Maximaltemperatur wurde in Anlehnung an ISO 1099:2006 eine Oberflächentemperatur von 35 °C festgelegt.

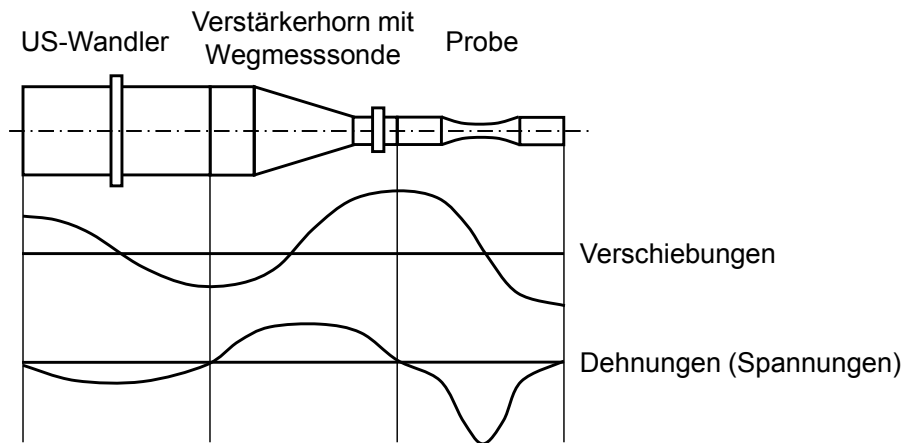


Abb. 3-9: Verlauf von Spannungen bzw. Dehnungen sowie Verschiebungen auf der Ultraschallschwingprüfmaschine; schematische Darstellung in Anlehnung an BATHIAS [83]

Bei der Ultraschallschwingprüfung werden standardmäßig nicht alle auftretenden Schwingspiele berücksichtigt [27]. So werden Schwingspiele während des Einschwingvorgangs erst gezählt, wenn die Beanspruchungsamplitude 85 % des Sollwerts erreicht hat. Ist dieser Schwellenwert überschritten, werden die Schwingspiele als Soll-Amplitude gezählt. Eventuell vorhandene Überschwinger (d. h. Amplituden $> 100\%$ des Sollwerts) werden ebenfalls als Soll-Amplitude gewertet. Nachdem die Anregung nach 100 ms ausgesetzt wird, stoppt auch die Zählung. Somit wird der komplette Abschwingvorgang in der Zählung vernachlässigt. Das aus dem Puls-Pause-Betrieb resultierende Beanspruchungskollektiv einer durchgelaufenen Probe ist in Abb. 3-11 exemplarisch dargestellt. Die theoretische Schädigung des realen Beanspruchungskollektivs wurde rechnerisch mithilfe der linearen Schädigungsakkumulationshypothese nach Miner elementar abgeschätzt. Basis waren eine Wöhlerlinienneigung von $k = 6$ und eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0,4$. Die ermittelte Schädigung der realen Beanspruchung war bei den gewählten Anlageneinstellungen um max. 12 % größer als die des gezählten Rechteckkollektivs und sollte näherungsweise vernachlässigbar sein.

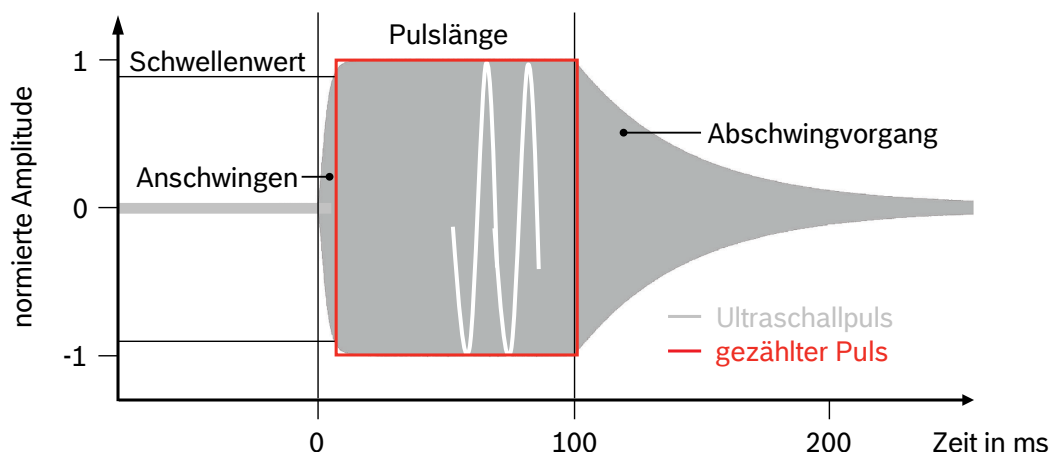


Abb. 3-10: Schematische Darstellung der Zählung eines Pulses auf der Ultraschallschwingprüfmaschine, vorgegebene Pulslänge $\Delta t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$

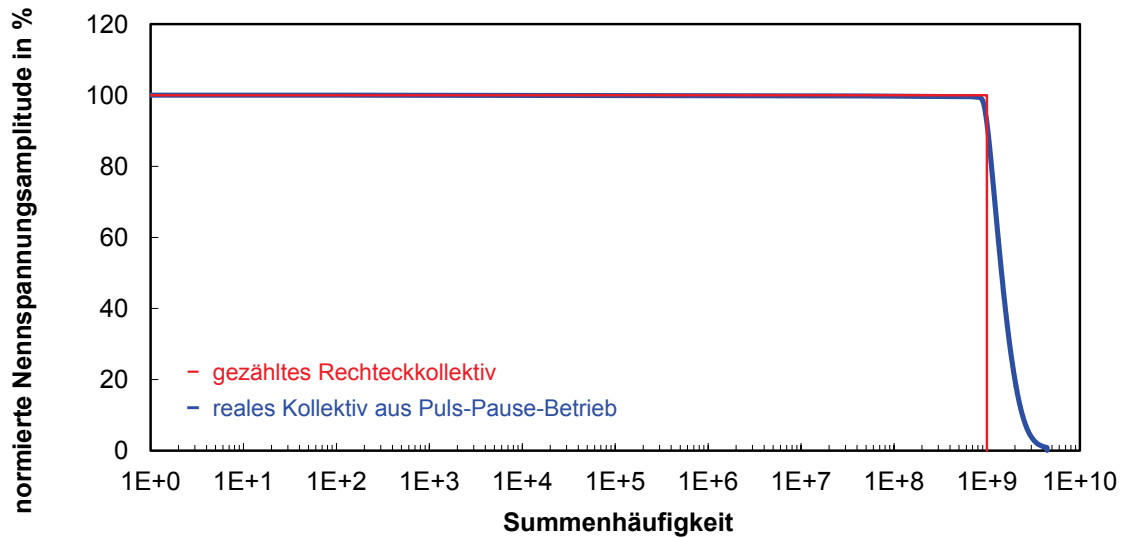


Abb. 3-11: Gegenüberstellung von realem Kollektiv und gezähltem Rechteckkollektiv auf der Ultraschallschwingprüfmaschine für einen Durchläufer

Im Gegensatz zur Vorgehensweise bei den beiden servohydraulischen Prüfsystemen erfolgt bei der Ultraschallschwingprüfmaschine die Regelung der Belastung nicht kraft-, sondern wegabhängig. Hierzu wird die Schwingungsamplitude des Systems im Bereich der größten Verschiebung mit einer Bewegungssonde gemessen und in einem geschlossenen Regelkreis mit einer Genauigkeit von $\pm 1\%$ geregelt [27]. Die Verschiebungsamplitude stellt die Regelgröße der Versuchseinrichtung dar. Es ist nicht möglich, die Belastung während des Versuchs direkt abzugreifen. Vor einem Versuch ist deshalb stets ein Kalibriervorgang notwendig, bei dem der Zusammenhang zwischen der Verschiebungs- und der Beanspruchungsamplitude z. B. mittels DMS hergestellt wird. Im Rahmen der Kalibrierung von Kerbproben bietet es sich zur Kompensation möglicher Applikationsfehler an, die Übertragungsfunktion anhand eines zweistufigen Kalibrierverfahrens zu ermitteln. Hierzu muss jede mit je zwei DMS im Kerbgrund bestückte Kalibrierprobe zunächst statisch mit einer über den Lastrahmen der Universalprüfmaschine aufgebrachten definierten Last beansprucht werden. Mit der Last F_{stat} und der bekannten Querschnittsfläche A der Kerbproben kann auf die fiktive Nennspannung S geschlossen werden:

$$S = \frac{F_{stat}}{A} \quad (3-1)$$

Die theoretische Nennspannung S kann mit dem statischen Dehnungswert ε_{stat} des DMS zu einem statischen Kalibrierwert C_{stat} entsprechend Gl. (3-2) verknüpft werden.

$$\varepsilon_{stat} = \frac{S}{C_{stat}} \quad (3-2)$$

Dieser statische Kalibrierwert C_{stat} wird benötigt, um einerseits die unzureichende Auflösung der Kerbwirkung durch den DMS und andererseits Unsicherheiten bei der Bestimmung des E -Moduls zu kompensieren. Für den statischen Kalibrierwert gilt:

$$C_{stat} = \frac{S}{\varepsilon_{stat}} = \frac{E}{K_{t,DMS}} \quad (3-3)$$

Die Schwingproben müssen zusätzlich zyklisch bei einer definierten Bewegungsamplitude mit Ultraschallfrequenz beansprucht werden. Da der Spannungswert der Wegmesssonde stets proportional zur Bewegungsamplitude und somit bei linear-elastischem Werkstoffverhalten auch proportional zur zyklischen Dehnungsamplitude ist, kann über den eingestellten Spannungswert U_a und der Dehnungsamplitude ε_{zykl} des DMS in diesem Fall der zyklische Kalibrierwert C_{zykl} nach Gl. (3-4) gebildet werden.

$$C_{zykl} = \frac{\varepsilon_{zykl}}{U_a} \quad (3-4)$$

Mit Gl. (3-2) ist über den statischen Kalibrierwert C_{stat} der Zusammenhang zwischen einem Dehnungswert und der Beanspruchungskenngröße und mit Gl. (3-4) über den zyklischen Kalibrierwert C_{zykl} der Zusammenhang zwischen einer Dehnung und der Regelungskenngröße gegeben. Für einen beliebigen Dehnungswert gilt damit:

$$\varepsilon = \frac{S}{C_{stat}} = C_{zykl} \cdot U_a \quad (3-5)$$

Durch Umformen von Gl. (3-5) kann ein Gesamtkalibrierwert C_{ges} angegeben werden, der den Zusammenhang zwischen der Regelungs- und der Beanspruchungskenngröße herstellt:

$$C_{ges} = C_{stat} \cdot C_{zykl} = \frac{S \cdot \varepsilon_{zykl}}{\varepsilon_{stat} \cdot U_a} \quad (3-6)$$

Somit kann mit Gl. (3-7) auf Basis der am Prüfstand eingestellten Bewegungsamplitude U_a auf die im Kerbquerschnitt resultierende Nennspannungsamplitude S_a geschlossen werden.

$$S_a = C \cdot U_a \quad (3-7)$$

Da die einzelnen Messgrößen der Kalibrierung gewissen Streuungen unterliegen, wurden alle Kalibrierreihen mit mindestens fünf Proben durchgeführt. Der Gesamtkalibrierwert einer Versuchsreihe wurde aus dem Mittelwert dieser Proben abgeleitet. Die maximale Streuung betrug $\pm 3\%$. Der zyklische Kalibrierwert wurde für jede Probe bei unterschiedlichen Vorgabewerten für die Bewegungsamplitude U_a bestimmt. Wie die Kalibriergerade des Probenotyps Kt13-8Q-US in Abb. 3-12 exemplarisch zeigt, wurde die Kalibrierung bedingt durch die geringe Festigkeit der DMS auf niedrigen Lasthorizonten durchgeführt. Die Kalibriergeraden mussten deshalb für die Schwingfestigkeitsversuche linear extrapoliert werden. Hierzu wurde linear-elastisches Werkstoffverhalten vorausgesetzt.

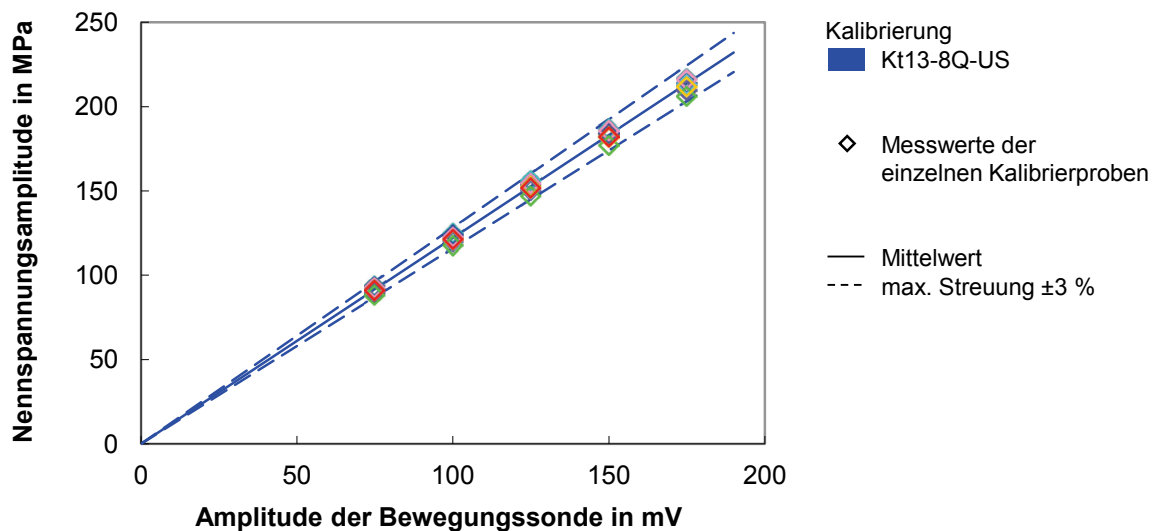


Abb. 3-12: Exemplarische Darstellung der Kalibriergeraden für die Probenvariante Kt13-8Q-US

Auch wenn durch das beschriebene Kalibrierverfahren Fehler bei der Applikation der DMS bzw. Fehler bei der Auflösung der Kerbwirkung durch die DMS weitgehend kompensiert werden können, verbleiben insgesamt Unsicherheiten bezüglich der tatsächlichen Beanspruchung der Prüflinge. So muss nach HABERZETTL [121] prinzipbedingt bei der experimentellen Spannungsanalyse mittels DMS mit einer Ungenauigkeit von mindestens $\pm 5\%$ gerechnet werden. Dies ist laut HABERZETTL im Wesentlichen auf die Vielzahl von Faktoren zurückzuführen, die DMS-Messdaten beeinflussen können. So musste bei dem beschriebenen Kalibrierverfahren beispielsweise auch auf unterschiedliche Messinstrumente bei der Ermittlung von statischem und zyklischem Kalibrierwert zurückgegriffen werden. Darüber hinaus musste vorausgesetzt werden, dass sich bei statischer und hochfrequenter zyklischer Beanspruchung weder das Übertragungsverhalten des DMS noch der E -Modul des Prüflings maßgeblich verändert. Die Prüflingsbeanspruchung betreffend ergibt sich zudem eine weitere Unsicherheit aus der Extrapolation der Kalibriergeraden. Die Gültigkeit der Extrapolation ist, wie bereits zuvor angegeben, nur für linear-elastisches Werkstoffverhalten gegeben. Da bei den Schwingfestigkeitsversuchen die lokale Ober-spannung in der Regel unterhalb der statischen Streckgrenze lag, sollte die Fließgrenze zumindest in makroskopischen Bereichen nicht überschritten worden sein. Neben dem linear-elastischen Werkstoffverhalten setzt die Extrapolation der Kalibriergeraden aber auch ein lineares Anlagenverhalten voraus. Die Gültigkeit eines linearen Anlagenverhaltens konnte nicht näher verifiziert werden. Es wird jedoch dringend empfohlen, nicht zuletzt aufgrund der in Abs. 3.5.7 dargestellten Ergebnisse, in nachfolgenden Arbeiten diese Untersuchungen an der Ultraschallschwingprüfmaschine durchzuführen.

Die Ermittlung der tatsächlichen Beanspruchung stellt insbesondere bei den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten gekerbten Proben folglich eine Schwäche der Ultraschallprüf-technik dar. Es sei jedoch angemerkt, dass bei der Ultraschallschwingprüfmaschine im Gegensatz zu den beiden eingesetzten servohydraulischen Prüfsystemen die Belastung der

Proben aufgrund einer einseitigen gelenkigen Einspannung immer rein axial und somit zunächst auch ohne unerwünschte Biegeanteile ist. Dennoch können bei der Resonanzprüfung überlagerte Transversalschwingungen auftreten. Hierzu durchgeführte Modalanalysen der verwendeten Prüflingsgeometrien zeigten aber, dass die Proben bei dem im Versuch möglichen Frequenzbereich lediglich in Axialrichtung schwingen. Der Einfluss einer überlagerten Biegung auf das Ergebnis der Schwingfestigkeitsversuche konnte somit auch auf der Ultraschallschwingprüfmaschine ausgeschlossen werden.

3.3 Versuchsprogramm und -führung

Das Ziel der experimentellen Untersuchungen an Kerbproben war es, dass Schwingfestigkeitsverhalten in dem für die Absicherung von CR-Bauteilen relevanten Schwingspielzahlbereich zu charakterisieren. Durch die Variation verschiedenster Randbedingungen galt es, eine breite Datenbasis für die Ableitung eines Absicherungskonzepts zu schaffen.

Die entsprechenden Versuche hierzu wurden in erster Linie mit einer Prüffrequenz von $f = 20$ kHz bis zu einer Grenzwahlzahl von $N_G = 10^9$ auf der Ultraschallschwingprüfmaschine durchgeführt. Den Schwerpunkt der Untersuchungen bildeten Wöhlerversuchsreihen bei schwelloser Beanspruchung, wie sie typischerweise bei innendruckbelasteten Bauteilen auftreten. Anhand der unterschiedlichen Probenvarianten konnten bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ der Einfluss der Wärmebehandlung, der Werkstoffreinheit und des höchstbeanspruchten Volumens auf die Schwingfestigkeit im Wöhlerversuch analysiert werden. Durch ergänzende Wöhlerversuche bei zwei weiteren Spannungsverhältnissen wurde auch der Mittelspannungseinfluss sowie durch Betriebsfestigkeitsversuche der Einfluss von variablen Amplituden auf die Lebensdauer untersucht, Abb. 3-13.

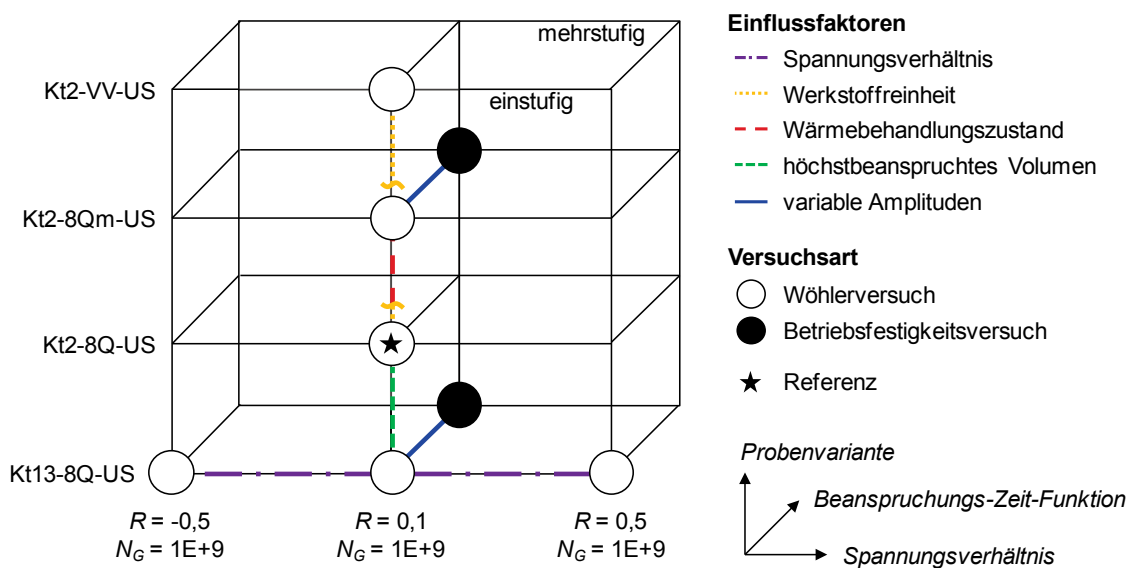


Abb. 3-13: Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuchsreihen auf der Ultraschallschwingprüfmaschine an den Kerbproben

Die Wöhlerversuchsreihen zum Einfluss der Mittelspannung wurden mit Spannungsverhältnissen von $R = -0,5$ bzw. $R = 0,5$ durchgeführt. Wöhlerversuche bei rein wechselnder Beanspruchung waren aufgrund der durch die Leistung der Ultraschallschwingprüfmaschine begrenzten Belastungsamplitude beim verwendeten Probentyp nicht möglich.

Für die Betriebsfestigkeitsversuche wurde ein Kollektiv mit Gaußscher Normalverteilung entsprechend Gl. (3-8) herangezogen. Die Gesamthäufigkeit H_0 der Teillastfolge betrug 1888 Schwingspiele. Zur Versuchszeitverkürzung wurde an dem in 32 Laststufen $\bar{s}_{a,i}$ unterteilten Ausgangskollektiv eine Omission bei 30 % des Kollektivhöchstwertes $\bar{s}_{a,max}$ durchgeführt, Abb. 3-14. Der Umfang der Lastfolge konnte so auf 1000 Schwingspiele und 23 Stufen reduziert werden.

$$H_i = H_0 \left[\frac{\bar{s}_{a,i}}{\bar{s}_{a,max}} \right]^2 \quad (3-8)$$

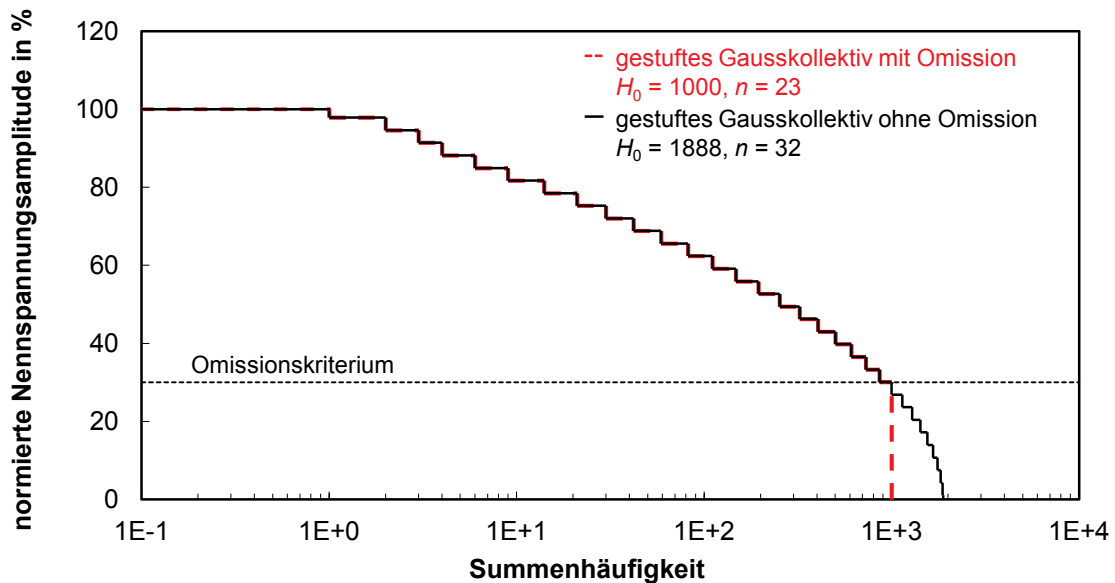


Abb. 3-14: Lastkollektiv für die Betriebsfestigkeitsversuche an den Kerbproben auf der Ultraschallschwingprüfmaschine

Wie bereits bei den Wöhlerversuchen wurden auch die Betriebsfestigkeitsversuche bei der für CR-Bauteile typischen schwelenden Belastung durchgeführt. Da die Mittelspannung anlagenbedingt während des gesamten Versuchs konstant blieb, ergab sich für den Kollektivhöchstwert ein Spannungsverhältnis von $\bar{R} = 0,1$ und für die übrigen Amplituden ein Spannungsverhältnis von $\bar{R} > 0,1$. Im Gegensatz zu den typischen Zufallslastfolgen bei Betriebsfestigkeitsversuchen auf servohydraulischen Prüfständen können bei der in Resonanz betriebenen Ultraschallschwingprüfmaschine keine Schwingspiele einzeln nachgefahren werden. In Anlehnung an einen Vorschlag von STANZL-TSCHEGG [109] wurden die einzelnen Schwingspiele der konventionellen Lastfolge auf der Ultraschallschwingprüfmaschine deshalb durch Blöcke von Schwingspielen der Länge $\Delta t_{Puls} = 100$ ms ersetzt. Dies entspricht bei einer Prüffrequenz von $f = 20$ kHz ca. 2000 Schwingspiele pro Block.

Das Gausskollektiv wurde in Form von regellos aufeinanderfolgenden Blöcken durchlaufen, Abb. 3-15. Durch die randomisierten Blöcke vergrößerte sich der Umfang des Teilkollektivs um den Faktor 2000. Der Umfang der Teillastfolge betrug somit $2 \cdot 10^6$ Schwingenspiele. Dadurch konnten nur Prüflinge bewertet werden, die mindestens diesen minimalen Teilfolgeumfang überlebt haben.

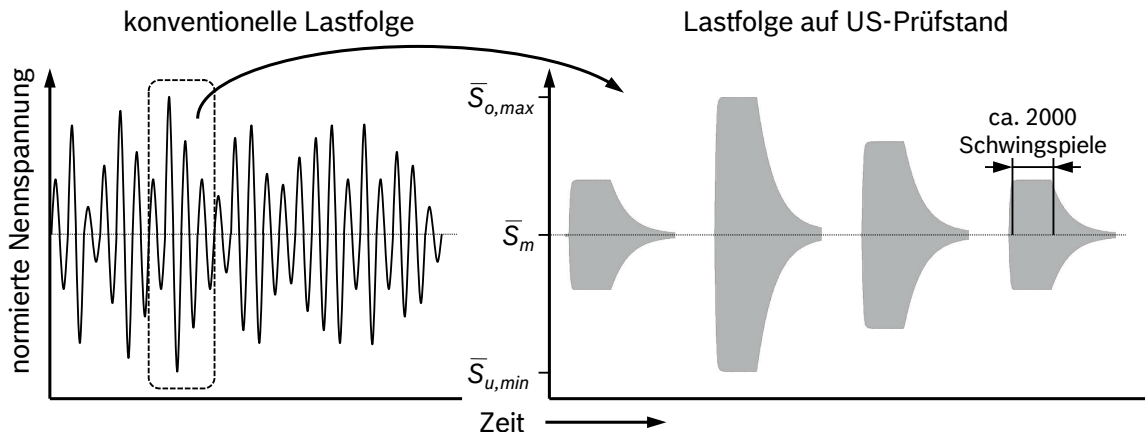


Abb. 3-15: Beanspruchungs-Zeit-Funktion auf der Ultraschallschwingprüfmaschine im Vergleich zu einer konventionellen Lastfolge; schematische Darstellung in Anlehnung an STANZL-TSCHEGG [109]

In Abb. 3-16 ist das vorgegebene Gausskollektiv dem tatsächlichen Kollektiv der Ultraschallschwingprüfmaschine exemplarisch für einen Durchläufer gegenübergestellt. Bedingt durch das Anschwingen vor und das Abschwigen nach jedem einzelnen Block ergeben sich im Bereich hoher Amplituden etwas weniger und im Bereich geringer Amplituden deutlich mehr Schwingenspiele als vorgesehen. Insgesamt wird das vorgegebene Lastkollektiv aber sehr gut wiedergegeben.

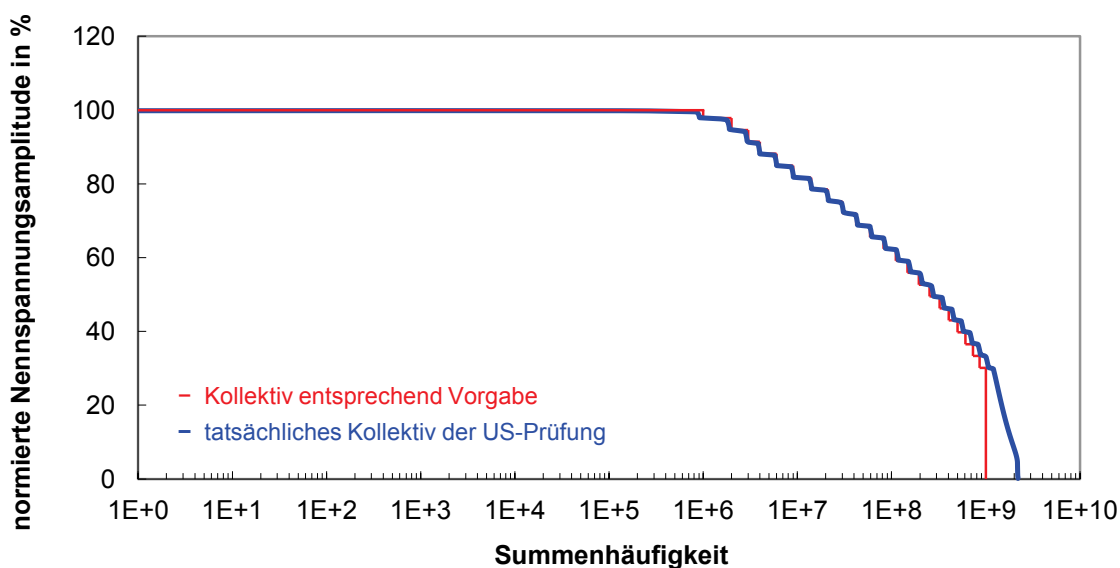


Abb. 3-16: Gegenüberstellung von tatsächlichem und vorgegebenem Lastkollektiv auf der Ultraschallschwingprüfmaschine für einen Durchläufer

Neben den Untersuchungen auf dem Ultraschallschwingprüfstand wurden auch Wöhlerversuche auf servohydraulischen Prüfmaschinen durchgeführt. Bei einer Prüffrequenz von $f = 1$ Hz sowie $f = 20$ Hz wurden Wöhlerlinien bis zu Grenzwahrschwingzahlen von $N_G = 10^6$ bzw. $N_G = 10^7$ ermittelt, Abb. 3-17. Anhand dieser Versuchsreihen sollten die Ergebnisse der Ultraschallschwingprüfmaschine verifiziert werden. Es konnte zudem überprüft werden, ob beim vorliegenden Werkstoff zwischen der typischen Prüffrequenz bei RB und der charakteristischen Belastungsfrequenz der CR-Bauteile im Feld ein Frequenzeinfluss auftritt, wie es u. a. in den Untersuchungen von LEYENDECKER [63] am unlegierten Werkstoff C45 beobachtet werden konnte.

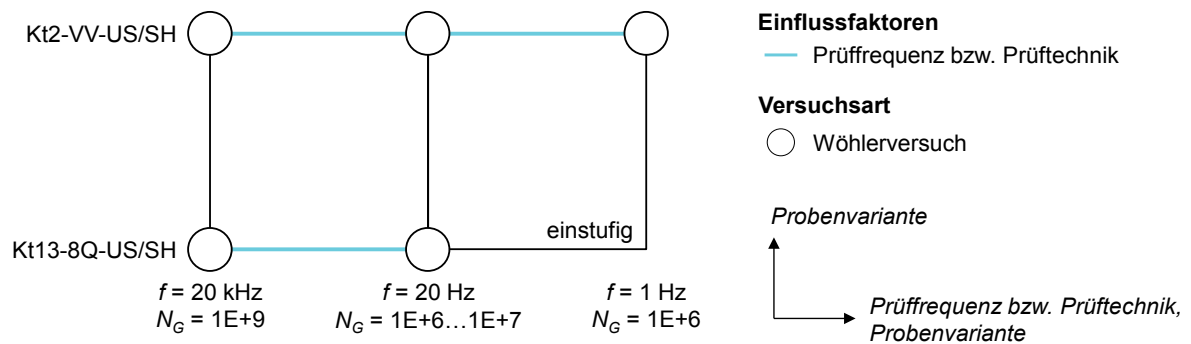


Abb. 3-17: Wöhlerversuchsreihen an den Kerbproben zum Einfluss der Prüffrequenz und zur Verifikation der Prüftechnik

Im Anschluss an die Ermüdungsversuche wurden alle gebrochenen Prüflinge rasterelektronenmikroskopisch hinsichtlich des Versagensorts und gegebenenfalls auch hinsichtlich des bruchauslösenden Teilchens untersucht. Die chemische Zusammensetzung der nichtmetallischen Einschlüsse wurde mit EDX bestimmt. Da in den Versuchen unter schwingender Belastung verschiedenste Ausfallursachen auftraten, wurden bei der Bruchanalyse die in Abb. 3-18 dargestellten Ausfallmechanismen unterschieden.

Bruchausgang an...	Bezeichnung	Symbol	Schematische Darstellung
Oberfläche ohne Auffälligkeit	O	○	
Oberfläche mit Auffälligkeit	O'	⊗	Riefe
Oberfläche mit angeschnittenem Einschluss	E'	⊕	Einschluss
Einschluss nahe der Oberfläche $x \leq 5 \mu\text{m}$	E ⁰	◇	Werkstoffmatrix
Einschluss unter der Oberfläche $x > 5 \mu\text{m}$	E	◇	

Abb. 3-18: Übersicht über die möglichen Ausfallmechanismen, deren Bezeichnung und den zugehörigen Symbolen in den Wöhlerdiagrammen

In den Wöhlerdiagrammen konnten die einzelnen Prüflinge dem Bruchausgang entsprechend mit den angegebenen Symbolen gekennzeichnet werden. Neben den Schwingbruchausgängen an Oberflächen ohne und mit fertigungsbedingten Auffälligkeiten (wie z. B. Kratzer oder Riefen) wurden auch Bruchausgänge an angeschnittenen Einschlüssen dem Oberflächenversagen zugeordnet. Bei den Bruchausgängen im Probenvolumen wurde zudem unterschieden, ob der rissauslösende Einschluss nahe oder deutlich unterhalb der Oberfläche lag. Als Grenzwert wurde eine Tiefe von 5 μm festgelegt. Die differenzierte Betrachtung war notwendig, da Ausfälle an randnahen Einschlüssen anhand der Bruchschwingspielzahlen nicht immer eindeutig dem Volumenversagen zugeordnet werden konnten. Ausfälle dieses Typs fügten sich im einen Fall ins Streuband der Oberflächenausfälle und im anderen Fall ins Streuband der Volumenausfälle ein. Ursächlich für das unterschiedliche Verhalten der Prüflinge könnte der steile Eigenspannungsgradient in diesem Tiefenbereich sein, vgl. Abb. 3-7.

3.4 Statistische Methoden zur Auswertung der Versuchsdaten

Bei der statistischen Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche wurde dem experimentellen Befund entsprechend bei Oberflächenversagen eine klassische Wöhlerlinie mit echter Dauerfestigkeit und bei Volumenversagen ein bis zur Grenzschwingspielzahl stetig abfallender Wöhlerlinienverlauf angenommen. Hierzu wurden bei der Auswertung der Oberflächenwöhlerlinie Spätbrüche im Volumen den übrigen Durchläufern gleichgesetzt. Frühe Brüche an der Oberfläche sowie Durchläufer wurden bei der Auswertung der Volumenwöhlerlinie hingegen als sogenannte zensierte Versuchsdaten bewertet. Somit konnte die Mindestaussage dieser Prüflinge über die Lebensdauer ebenfalls berücksichtigt werden. Für die statistische Auswertung einer solchen Zufallsstichprobe mit zensierten Daten hat sich der Maximum-Likelihood-Schätzer nach FISHER [122] etabliert. Bei der Maximum-Likelihood-Schätzung wird grundlegend für eine angenommene Wahrscheinlichkeitsfunktion $f(x)$ der Parameter \vec{q} gesucht, mit dem eine vorhandene Stichprobe mit den Realisationen x_1 bis x_n am plausibelsten beschrieben werden kann. D. h. es wird der Wert für \vec{q} gesucht, für den die Auftretenswahrscheinlichkeit der Stichprobe am größten ist. Diese Annahme führt zur Likelihood-Funktion:

$$L(\vec{q}) = \prod_{i=1}^n f_{x_i}(x_i|\vec{q}) \quad (3-9)$$

Wird als Verteilungsfunktion eine logarithmische Normalverteilung angesetzt, dann setzt sich der Parameter \vec{q} der Likelihood-Funktion aus dem Mittelwert m und der Standardabweichung s zusammen:

$$\vec{q} = (m, s) \quad (3-10)$$

Für die statistische Auswertung der Dauerfestigkeit geben DRESSLER *et al.* [123] mit Gl. (3-11) eine logarithmierte Likelihood-Funktion an. Diese Likelihood-Funktion setzt sich aus der Summe der logarithmierten Ausfallwahrscheinlichkeiten der Brüche und der Summe der logarithmierten Überlebenswahrscheinlichkeiten der Durchläufer zusammen.

$$l(S_{a,i}, \dots, S_{a,l} | m_D, s_D) = \sum_{i=1}^n \ln F(S_{a,i} | m_D, s_D) + \sum_{j=n+1}^l \ln [1 - F(S_{a,j} | m_D, s_D)] \quad (3-11)$$

Die unbekannt Parameter m_D und s_D , die diese Likelihood-Funktionen maximieren, können in der Regel nicht mehr analytisch bestimmt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wurde zur Lösung der logarithmierten Likelihood-Funktionen deshalb der Optimierungsalgorithmus des Solvers in Microsoft Office Excel eingesetzt. Mit den Parametern der Verteilungsfunktion können z. B. nach HAIBACH [3] die charakteristischen Kenngrößen der Dauerfestigkeit für die Oberflächenwöhlerlinie gemäß Gl. (3-12) und Gl. (3-13) bestimmt werden.

$$S_{D50\%} = 10^{m_D} \quad (3-12)$$

$$\frac{1}{T_S} = \frac{S_{D90\%}}{S_{D10\%}} = 10^{2,5631 \cdot s_D} \quad (3-13)$$

Die Auswertung der Bereiche endlicher Lebensdauer der Oberflächen- bzw. Volumenwöhlerlinie erfolgte in Anlehnung an das Perlenschnurverfahren. Hierzu wurde der Parameter \bar{q} aus Gl. (3-10) um die Neigung der Wöhlerlinie erweitert:

$$\bar{q}_Z = (m_Z, s_Z, k) \quad (3-14)$$

Die Einbeziehung der Neigung erfolgt nach einem Vorschlag von SCHWABE [124], in dem der Verlauf der Wöhlerlinie entsprechend Gl. (2-6) in die Maximum-Likelihood-Schätzung integriert wird. Hierzu werden in einem ersten Schritt, wie beim bewährten Perlenschnurverfahren üblich, alle Brüche über die Neigung k bzw. k_V auf ein frei wählbares Ersatzniveau verschoben. Anschließend wird die Normalverteilung mit Hilfe der Maximum-Likelihood-Optimierung an die transformierten logarithmierten Versuchsergebnisse angepasst. Die Transformation und das Anpassen der angenommenen Verteilungsdichtefunktion erfolgt in der Optimierung gleichzeitig. Der Formparameter k bzw. k_V der Wöhlerlinie und die beiden Verteilungsparameter m_Z und s_Z bzw. $m_{Z,V}$ und $s_{Z,V}$ werden dabei so angepasst, dass die Likelihood-Funktion ein Maximum annimmt. Die hierzu eingesetzte logarithmierte Likelihood-Funktion ist mit Gl. (3-15) angegeben.

$$l(N_i^*, \dots, N_l^* | m_Z, s_Z, k) = \sum_{i=1}^{n_{\text{Ausfälle}}} \ln f(N_i^* | m_Z, s_Z, k) + \sum_{j=n_{\text{Ausfälle}}+1}^l \ln [1 - F(N_j^* | m_Z, s_Z, k)] \quad (3-15)$$

Der erste Summand in Gl. (3-15) gibt die Summe der logarithmierten Wahrscheinlichkeitsdichten der auf den Ersatzhorizont verschobenen Ausfälle und der zweite Summand die Summe der logarithmierten Überlebenswahrscheinlichkeiten der transformierten zensierten Versuchsdaten an. Bei der Auswertung der Oberflächenwöhlerlinie entfällt folglich der zweite Summand der Gleichung.

Für die Lösung des Optimierungsproblems nach Gl. (3-15) wurde ebenfalls der Solver von Microsoft Office Excel eingesetzt. Mit den Parametern der Verteilungsfunktion können z. B. nach HAIBACH [3] der Mittelwert $N_{50\%}$ und die Streuspanne $1/T_N$ bestimmt werden:

$$N_{50\%} = 10^{mz} \quad (3-16)$$

$$\frac{1}{T_N} = \frac{N_{90\%}}{N_{10\%}} = 10^{2,5631 \cdot sz} \quad (3-17)$$

Die relevanten Kennwerte der statistischen Auswertung und die grundlegende Vorgehensweise für deren Ermittlung fasst Abb. 3-19 schematisch zusammen. Wie die Abbildung zeigt, muss bei der Volumenwöhlerlinie aufgrund des stetigen Wöhlerlinienverlaufs eine Stützstelle definiert werden, um neben der Form auch die Lage der Wöhlerlinie zahlenmäßig beschreiben zu können. In Anlehnung an die klassische Dauerfestigkeitsgrenze nach WÖHLER wurde diese Stützstelle bei $N = 10^7$ festgelegt. Nachfolgend wird mit der Kenngröße $S_{V,10^7}$ die Schwingfestigkeit der Volumenwöhlerlinie bei $N = 10^7$ definiert.

Grundsätzlich muss bei der Verwendung von Maximum-Likelihood-Schätzern beachtet werden, dass kein zu geringer Stichprobenumfang vorliegt, da sonst die Streuung der anzupassenden Verteilungsfunktion systematisch unterschätzt wird. Bei der Auswertung des Dauerfestigkeitsgebiets gemäß Gl. (3-11) musste deshalb auch darauf geachtet werden, dass mindestens zwei Mischniveaus vorhanden sind, da sonst nahezu jede Verteilung mit sehr kleiner Streuung und entsprechendem Mittelwert an die Versuchsergebnisse angepasst werden kann [123]. Da in den Wöhlerversuchsreihen an den Kerbproben aber teilweise lediglich ein Mischniveau der Oberflächenwöhlerlinie vorlag, wurde in diesen Fällen die Streuspanne $1/T_S'$ aus dem Zeitfestigkeitsgebiet auf das Dauerfestigkeitsgebiet entsprechend Gl. (3-18) übertragen.

$$\frac{1}{T_S} = \frac{1}{T_S'} \quad (3-18)$$

Die Umrechnung der Streuspannen $1/T_N$ und $1/T_S'$ erfolgte hierzu gemäß Gl. (3-19).

$$\frac{1}{T_S'} = \left(\frac{1}{T_N} \right)^{\frac{1}{k}} \quad (3-19)$$

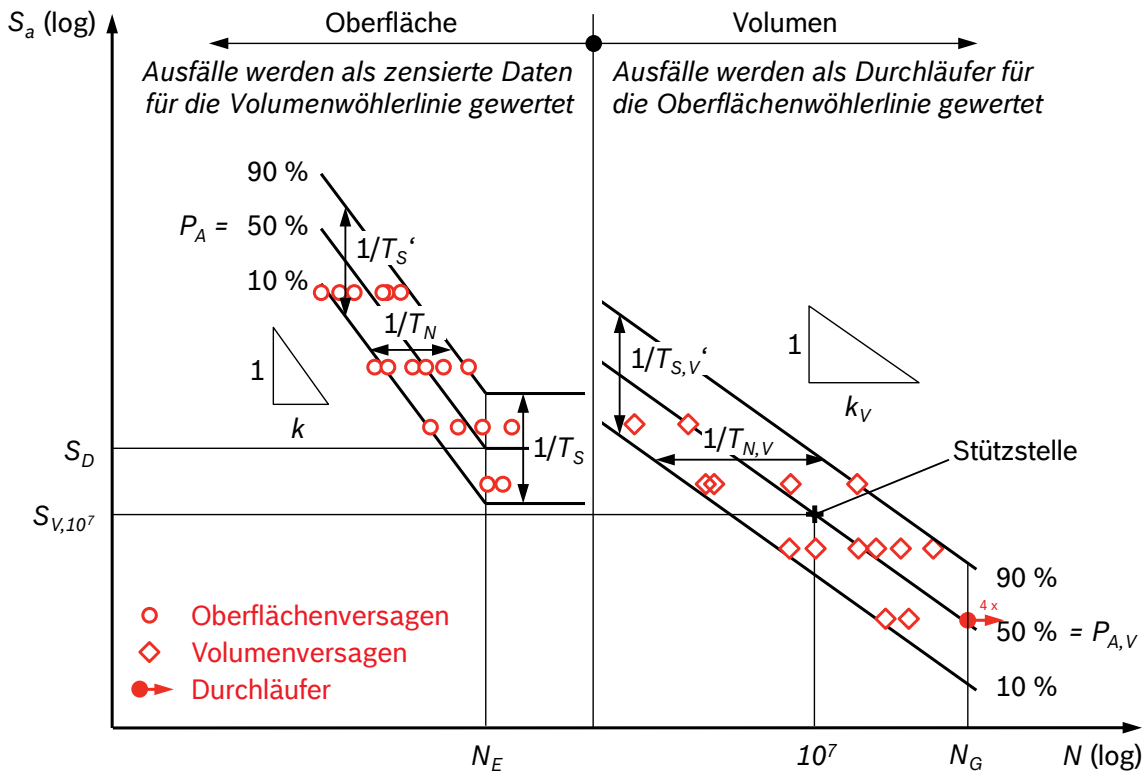


Abb. 3-19: Mechanismenwöhlerlinie mit Angabe relevanter Kennwerte der statistischen Versuchsauswertung, schematische Darstellung

3.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Ermüdungsversuche an den Kerbproben vorgestellt und im Hinblick auf das zu entwickelnde Absicherungskonzept diskutiert. Das grundsätzliche Schwingfestigkeitsverhalten wird zunächst an den Wöhlerversuchen mit der Probenvariante Kt2-8Q-US erläutert. Dies ist die zentrale Versuchsreihe des Versuchsprogramms. Alle weiteren Wöhlerversuchsreihen beim Spannungsverhältnis $R = 0,1$ auf der Ultraschallschwingprüfmaschine sollen mit dieser Referenzversuchsreihe verglichen werden. Von den Untersuchungen bei schwelender Einstufenbeanspruchung ausgehend werden die Wöhlerversuche mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen und die Betriebsfestigkeitsversuche vorgestellt und diskutiert. Zuletzt werden ausgewählte Versuchsergebnisse der Ultraschallschwingprüfmaschine mit Ergebnissen der konventionellen Prüftechnik verglichen.

3.5.1 Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch

Das Ergebnis der Wöhlerversuche mit der Probenvariante Kt2-8Q-US auf der Ultraschallschwingprüfmaschine bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ ist in Abb. 3-20 dargestellt. Die Ergebnisse der statistischen Versuchsauswertung entsprechend Abs. 3.4 sind in Tab. 3-9 angegeben.

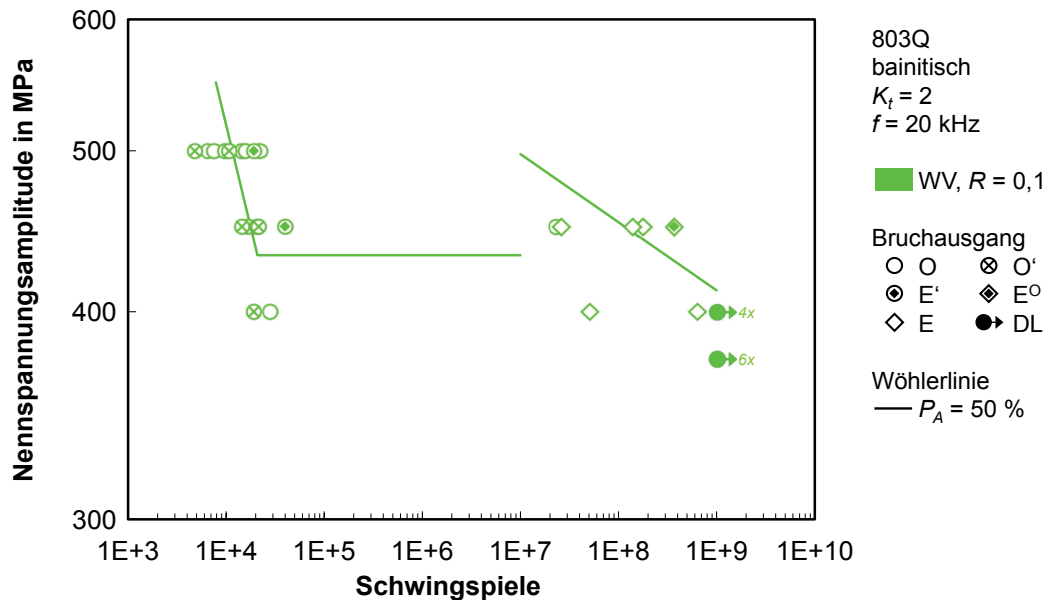


Abb. 3-20: Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch

Tab. 3-9: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Schwingfestigkeitsverhalten

S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
433	4,1	$2,1 \cdot 10^4$	1,22	3,07	498	24,4	45,53

Wie von Untersuchungen mit glatten Werkstoffproben aus 100Cr6 bekannt, ergibt sich für die gekerbte Schwingprobe vom Typ Kt2-8Q-US eine zweigeteilte Mechanismenwöhlerlinie, vgl. Abs. 2.1.4. Bei hohen Nennspannungsamplituden und geringen Schwingspielzahlen erfolgt die Rissinitiierung im Kerbgrund ausnahmslos an der Probenoberfläche. Bei geringeren Lastamplituden und sehr hohen Schwingspielzahlen ($N > 2 \cdot 10^7$) verschiebt sich der Ort der Rissinitiierung hingegen bevorzugt in das Probenvolumen. Die Oberflächenwöhlerlinie ist durch eine steile Neigung und eine geringe Eckschwingspielzahl gekennzeichnet. Die Volumenwöhlerlinie verläuft bis zur Grenzschnwingspielzahl deutlich flacher und weist eine sehr große Streuspanne in Schwingspielzahlrichtung auf.

Wie die lichtmikroskopischen Aufnahmen typischer Bruchflächen in Abb. 3-21 zeigen, ist die Schwingbruchfläche bei den Volumenausfällen aufgrund des geringen Randabstands der bruchauslösenden Einschlüsse sehr klein und kann von der Schwingbruchfläche eines Oberflächenausfalls kaum unterschieden werden. Grundsätzlich wird nahezu die gesamte Bruchfläche vom Restbruch dominiert. Der Werkstoff verhält sich spröde. Der Gewaltbruch wird bereits nach Ausbildung einer mikroskopisch kleinen Schwingbruchfläche initiiert.

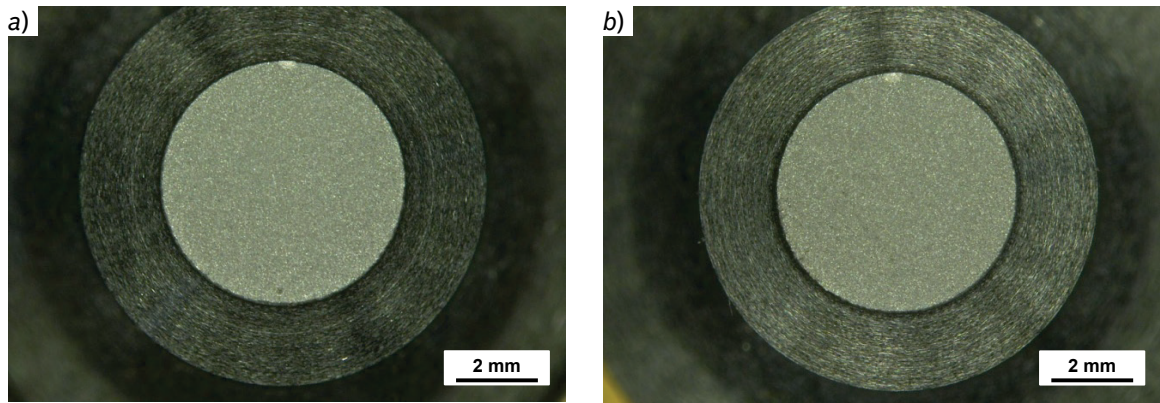


Abb. 3-21: Lichtmikroskopische Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Schwingfestigkeitsverhalten; Bruchausgang a) an der Oberfläche ($S_a = 500 \text{ MPa}$, $N = 6,48 \cdot 10^3$) und b) unter der Oberfläche ($S_a = 450 \text{ MPa}$, $N = 2,61 \cdot 10^7$)

Eine genaue Analyse der Bruchmorphologie ist folglich nur mit dem Rasterelektronenmikroskop möglich. In Abb. 3-22 sind exemplarisch Aufnahmen dieser Untersuchungen dargestellt. Bei den Ausfällen bis $N = 10^5$ Schwingspiele wurden Bruchausgänge sowohl an Schleifriefen und an angeschnittenen Einschlüssen, aber auch an quasi defektfreien Oberflächen festgestellt. Bei allen Ausfällen unterhalb der Oberfläche konnten nichtmetallische Einschlüsse an den Schwingbruchausgängen nachgewiesen werden. Um den Einschluss wiesen diese Proben eine glatte, kreisrund ausgeprägte Bruchfläche (fish-eye) auf. Vereinzelt konnten in unmittelbarer Nähe zum Einschluss auch die für das Versagen im VHCF-Bereich typischen lokal begrenzten, feinkörnigen und rau erscheinenden Schwingbruchflächen (ODA) festgestellt werden. Sowohl bei den angeschnittenen Einschlüssen an der Oberfläche als auch bei den Einschlüssen unterhalb der Oberfläche handelte es sich entsprechend der EDX-Analyse um Titancarbonitride (Ti(C,N)).

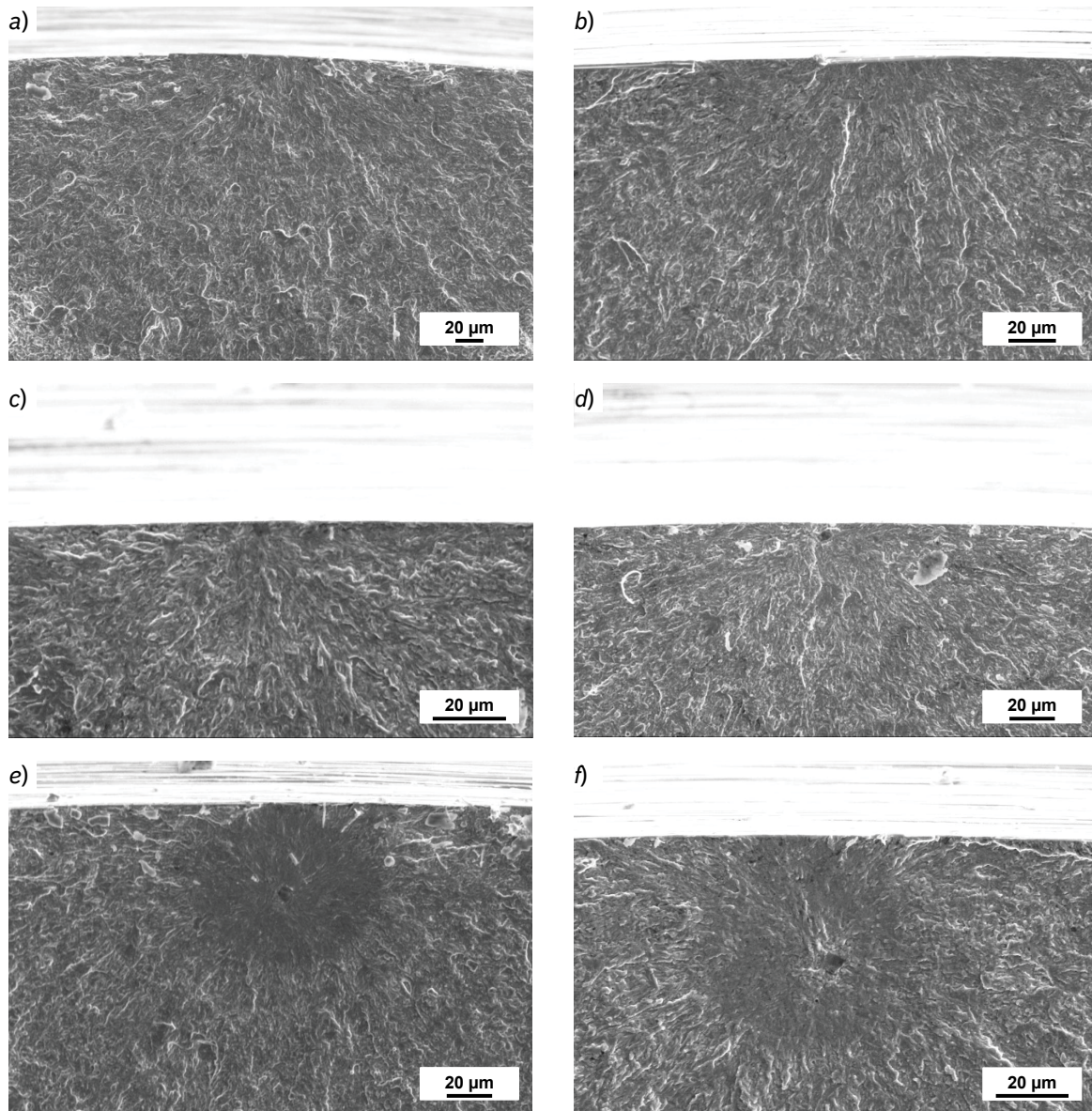


Abb. 3-22: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Schwingfestigkeitsverhalten; Bruchausgang an der Oberfläche a) ohne Auffälligkeit ($S_a = 500 \text{ MPa}$, $N = 1,58 \cdot 10^4$), b) mit Schleifriefe ($S_a = 500 \text{ MPa}$, $N = 1,08 \cdot 10^4$) und c) angeschnittenem Einschluss ($S_a = 500 \text{ MPa}$, $N = 4,55 \cdot 10^4$) sowie an einem Einschluss d) nahe der Oberfläche ($S_a = 450 \text{ MPa}$, $N = 3,69 \cdot 10^8$), e) unter der Oberfläche ($S_a = 450 \text{ MPa}$, $N = 2,61 \cdot 10^7$) und f) unter der Oberfläche mit ODA ($S_a = 450 \text{ MPa}$, $N = 1,40 \cdot 10^8$)

3.5.2 Einfluss der Wärmebehandlung

Um den Einfluss der bei RB für CR-Bauteile aus 100Cr6 eingesetzten Wärmebehandlungsverfahren auf die Schwingfestigkeit zu untersuchen, wurden auf der Ultraschallschwingprüfmaschine Wöhlerversuche mit der martensitischen Probenvariante Kt2-8Qm-US beim Spannungsverhältnis $R = 0,1$ durchgeführt. Die Ergebnisse werden in Abb. 3-23 und Tab. 3-10 der Referenzversuchsreihe mit der bainitischen Probenvariante Kt2-8Q-US gegenübergestellt.

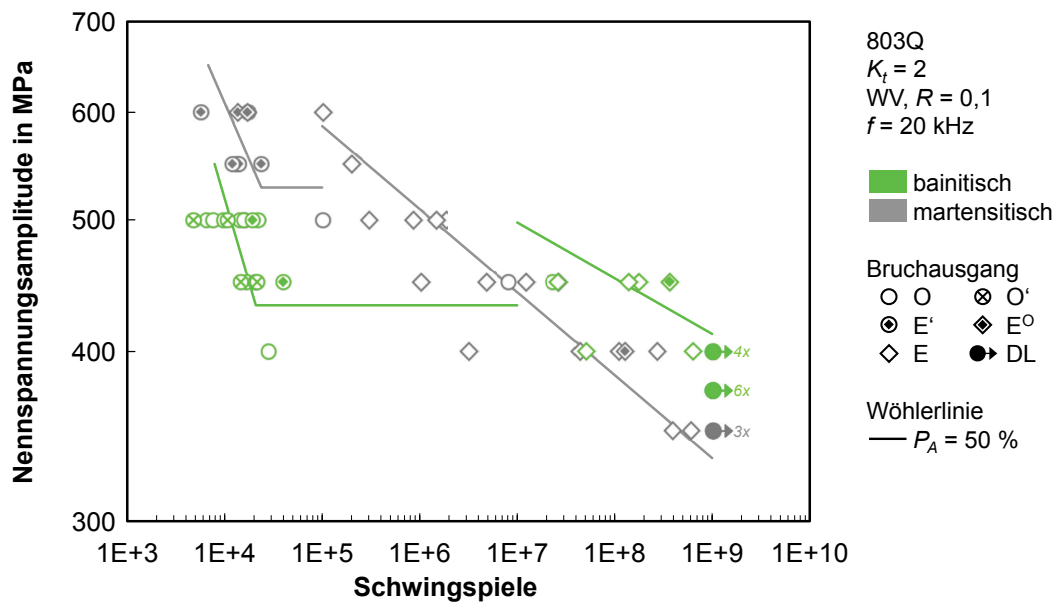


Abb. 3-23: Einfluss der Wärmebehandlung im Wöhlerversuch

Tab. 3-10: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss der Wärmebehandlung

Wärme- behandlung	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
bainitisch	433	4,1	$2,1 \cdot 10^4$	1,22	3,07	498	24,4	45,53
martensitisch	528	6,0	$2,4 \cdot 10^4$	1,29	4,20	442	16,4	15,84

Auch bei den martensitischen Prüflingen werden Ermüdungsrisse bevorzugt bei geringen Lebensdauern an der Oberfläche und bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen unter der Oberfläche initiiert, Abb. 3-24. Der Übergang findet bei den martensitischen Prüflingen fließend statt. Bei den bainitischen Proben sind die Bruchschwingspielzahlen der beiden Ausfallmechanismen hingegen deutlich separiert. Unabhängig vom Wärmebehandlungszustand resultieren für die mechanismenseparierten Wöhlerlinien dennoch weitgehend vergleichbare Formparameter und Streuspannen. Beide Oberflächenwöhlerlinien weisen steile Neigungen und geringe Eckschwingspielzahlen sowie moderate Streuspannen in Schwingspielzahl- und Lastrichtung auf. Die Volumenwöhlerlinien sind durch flache Neigungen und über mehrere Dekaden streuende Bruchschwingspielzahlen gekennzeichnet. Deutliche Unterschiede ergeben sich in den ertragbaren Schwingbeanspruchungen. Die konventionelle Dauerfestigkeit ist bei der martensitischen Probenvariante signifikant höher als bei der bainitischen Variante. Bei den Volumenausfällen weisen hingegen die bainitischen Proben höhere Lebensdauerwerte auf.

Die Differenz im konventionellen Dauerfestigkeitskennwert korreliert mit den in Abs. 3.1.3 festgestellten unterschiedlichen Randhärten der Schwingproben. Die Werte der martensitischen Probenvariante liegen jeweils ca. 20 % über denen der bainitischen Variante. Bei den Ergebnissen für das Volumenversagen muss neben der Härte zusätzlich der unterschiedlich ausgeprägte Eigenspannungstiefenverlauf der Prüflinge berücksichtigt werden.

Aufgrund von Druckeigenstressungen im ermüdungskritischen Randbereich wird bei den bainitischen Proben lokal das Spannungsverhältnis herabgesetzt. Folglich kann eine höhere Schwingbeanspruchung ertragen werden. Dieser Effekt bleibt bei den martensitischen Proben aus, da diese in tieferen Lagen einen nahezu eigenspannungsneutralen Zustand aufweisen. Darüber hinaus muss die mit der Härte zunehmende Empfindlichkeit gegenüber Defekten berücksichtigt werden, vgl. Abb. 2-28.

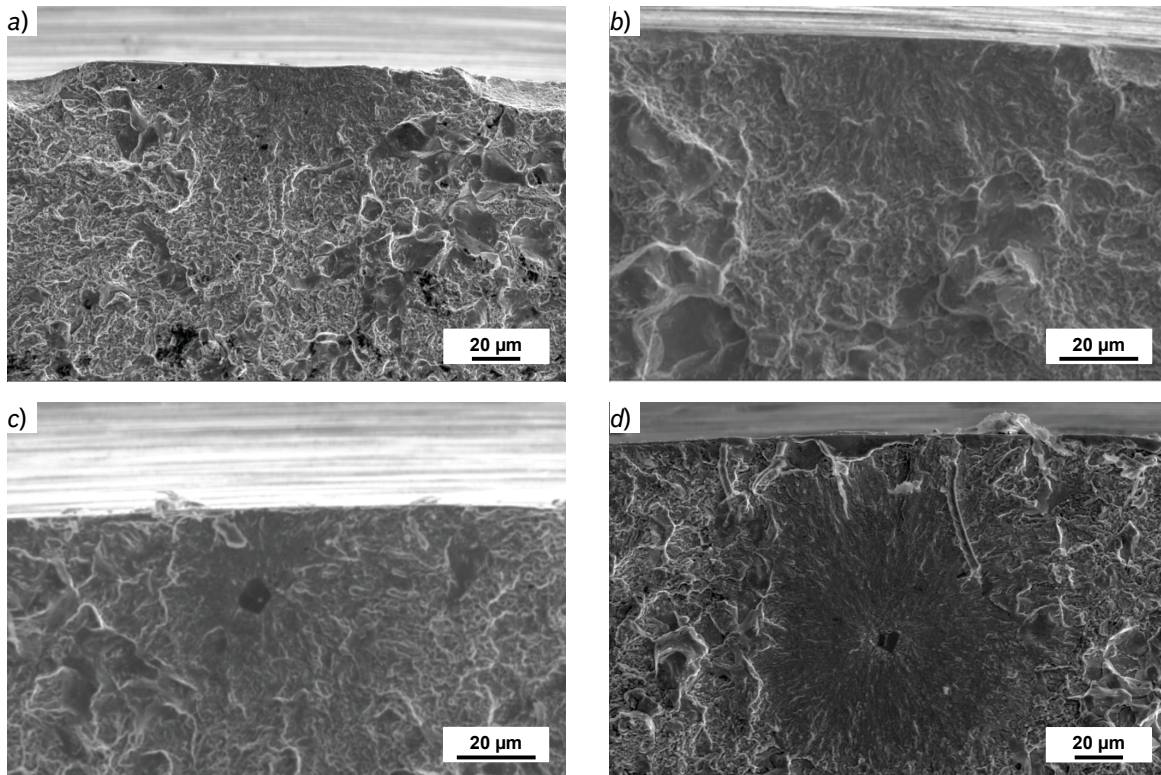


Abb. 3-24: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Einfluss der Wärmebehandlung; Bruchausgang an der Oberfläche a) ohne Auffälligkeit ($S_a = 500$ MPa, $N = 1,03 \cdot 10^5$), b) mit angeschnittenem Einschluss ($S_a = 550$ MPa, $N = 1,39 \cdot 10^4$) sowie unter der Oberfläche c) an einem Einschluss ($S_a = 450$ MPa, $N = 1,04 \cdot 10^6$) und d) an einem Einschluss mit ODA ($S_a = 400$ MPa, $N = 1,11 \cdot 10^8$)

3.5.3 Einfluss der Werkstoffreinheit

Der Einfluss der Werkstoffreinheit wurde in Wöhlerversuchen mit der aus der VIM-VAR-Charge gefertigten Probenvariante Kt2-VV-US auf der Ultraschallschwingprüfmaschine beim Spannungsverhältnis $R = 0,1$ untersucht. In Abb. 3-25 und Tab. 3-11 werden die Ergebnisse der Referenzversuchsreihe mit der aus der 803Q-Charge gefertigten Probenvariante Kt2-8Q-US gegenübergestellt.

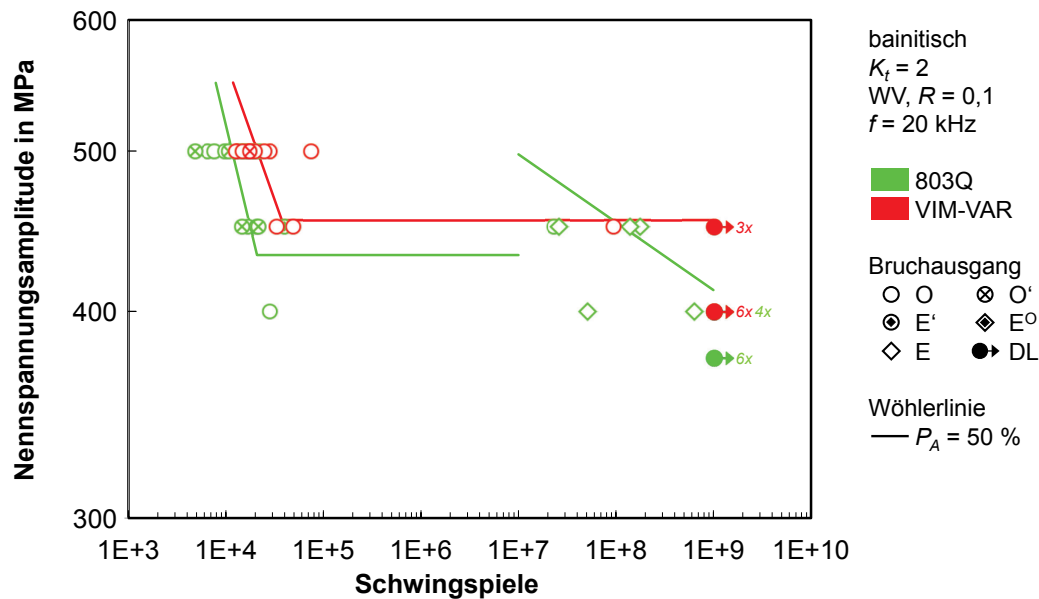


Abb. 3-25: Einfluss der Werkstoffreinheit im Wöhlerversuch

Tab. 3-11: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss der Werkstoffreinheit

Werkstoff-charge	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
803Q	433	4,1	$2,1 \cdot 10^4$	1,22	3,07	498	24,4	45,53
VIM-VAR	454	6,0	$3,7 \cdot 10^4$	1,22	3,23	-	-	-

Im klassischen Zeitfestigkeitsgebiet wurde das Versagen bei den Schwingproben der hochreinen Werkstoffgüte ebenfalls an der Kerbgrundoberfläche ausgelöst. Eine fertigungsbedingte Auffälligkeit am Bruchausgang konnte mit dem REM vereinzelt an ausgefallenen Prüflingen festgestellt werden. Überwiegend lagen Oberflächen ohne Auffälligkeiten vor. Schwingbruchausgänge an angeschnittenen Einschlüssen, wie sie in den Wöhlerversuchen mit der Probenvariante Kt2-8Q-US gelegentlich aufgetreten sind, konnten nicht festgestellt werden. Auch traten im Gegensatz zu den Wöhlerversuchen mit den Kerbproben aus der lufterschmolzenen Güte 803Q bei den Schwingproben der hochreinen VIM-VAR-Variante bis zur Grenzschwingspielzahl keine Ausfälle im Werkstoffvolumen auf. Mit Ausnahme eines späten Oberflächenausfalls ohne Auffälligkeiten am Bruchausgang sind alle Prüflinge als dauerfest einzustufen, die $N = 10^5$ Schwingspiele überlebt haben. Die Annahme einer echten Dauerfestigkeit für Oberflächenversagen erscheint demnach gerechtfertigt.

Die Reinheit der untersuchten Werkstoffvarianten hat einen erheblichen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten bei VHCF-Schwingspielzahlen. Das Schwingfestigkeitsverhalten im klassischen Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich unterscheidet sich hingegen nur unwesentlich. Die Kerbproben der VIM-VAR-Güte weisen im Wöhlerversuch nur eine geringfügig höhere Schwingfestigkeit auf. Dies deckt sich mit Untersuchungen von LINKEWITZ [56] an glatten Proben unter Umlaufbiegung. In Wöhlerversuchsreihen mit Prüflingen aus einer lufterschmolzenen und einer vakuumgeschmolzenen Charge des Werkstoffs 100Cr6

konnten nur geringe Unterschiede in den Bruchschwingspielzahlen der Oberflächenausfälle festgestellt werden. Die ertragbare Schwingbeanspruchung bei $N = 10^7$ Schwingspiele wurde bei der lufterschmolzenen Güte aufgrund von Ausfällen an nichtmetallischen Einschlüssen im Probenvolumen aber gegenüber der vakuumgeschmolzenen Charge um ca. 10 % herabgesetzt.

Die geringen Unterschiede im klassischen Zeitfestigkeitsgebiet können bei der vorliegenden Prüflingsgeometrie daraus resultieren, dass aufgrund der Kerbe nur ein kleiner Oberflächenbereich hochbeansprucht wird. Auch bei den Prüflingen der lufterschmolzenen Güte werden daher nur sehr selten Einschlüsse im Kerbgrund angeschnitten, die die Schwingfestigkeit merklich herabsetzen. Bezogen auf die konventionelle Dauerfestigkeit ist das Schwingfestigkeitspotential der hochreinen Werkstoffvariante zumindest bei gekerbten Prüflingen deshalb auch nur gering bis vernachlässigbar. Ein Vorteil ergibt sich erst, wenn das Versagen ausgehend von Einschlüssen im Werkstoffvolumen eine wesentliche Rolle spielt. Ein Einsatz des hochreinen Werkstoffs für innendruckbelastete CR-Bauteile erscheint folglich nur gerechtfertigt, sofern diese große höchstbeanspruchte Volumina aufweisen und einem Belastungskollektiv mit sehr großem Kollektivumfang ausgesetzt sind.

3.5.4 Einfluss des höchstbeanspruchten Volumens

Um den Einfluss des höchstbeanspruchten Volumens auf die Schwingfestigkeit zu untersuchen, wurden auf der Ultraschallschwingprüfmaschine Wöhlerversuche mit der Probenvariante Kt13-8Q-US (Kerbformzahl $K_t = 1,3$) beim Spannungsverhältnis $R = 0,1$ durchgeführt. Die Versuche werden in Abb. 3-26 und Tab. 3-12 den Referenzversuchen mit der Probenvariante Kt2-8Q-US (Kerbformzahl $K_t = 2$) gegenübergestellt.

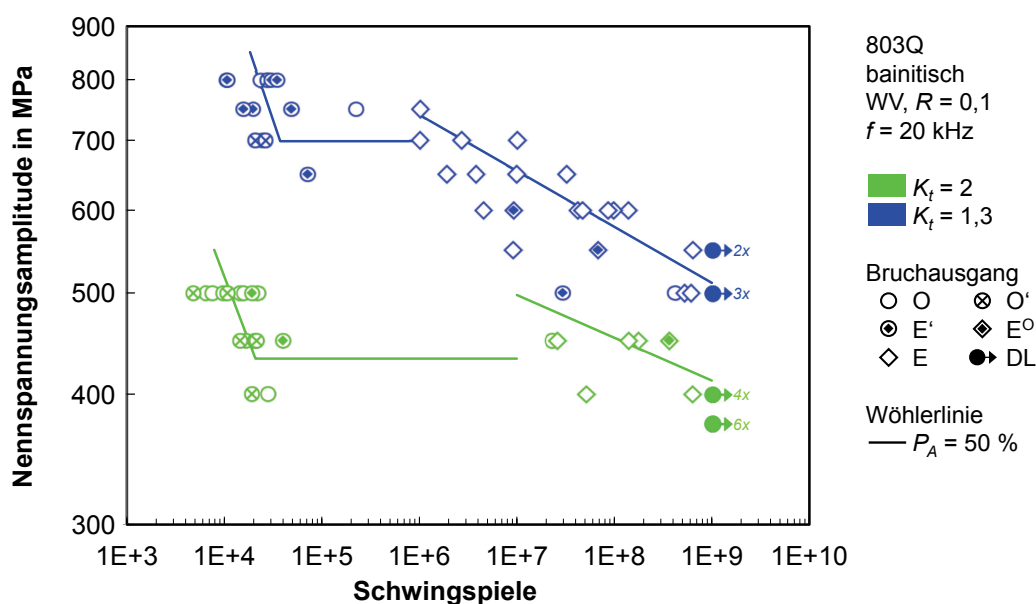


Abb. 3-26: Einfluss des höchstbeanspruchten Volumens im Wöhlerversuch

Tab. 3-12: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss des höchstbeanspruchten Volumens

Kerbformzahl	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
2	433	4,1	$2,1 \cdot 10^4$	1,22	3,07	498	24,4	45,53
1,3	699	3,6	$3,7 \cdot 10^4$	1,19	6,35	654	18,7	34,61

Auch bei der weniger stark gekerbten Probenvariante ist das Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch geprägt von der Rissinitiierung an der Oberfläche bei hohen Nennspannungsamplituden und geringen Schwingspielzahlen sowie Ausfällen im Werkstoffvolumen bei geringeren Beanspruchungen und hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen. Der Übergang von Oberflächen- zu Volumenversagen findet bei den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 1,3$ annähernd fließend statt. Bei der stark gekerbten Probenvariante sind die beiden Ausfallmechanismen hingegen deutlich separiert. Dennoch weisen die Mechanismenwöhlerlinien vergleichbare Formparameter und Streuspannen auf.

Bei fast allen Oberflächenausfällen wurden bei der weniger stark gekerbten Probenvariante am Schwingbruchausgang angeschnittene bzw. herausgelöste Einschlüsse und fertigungsbedingte Auffälligkeiten festgestellt. Bruchausgänge an Oberflächen ohne Auffälligkeiten traten nur noch äußerst selten auf. Bei den Volumenausfällen konnten neben den in den Wöhlerversuchen mit den stärker gekerbten Probenvarianten bereits aufgetretenen Titan-carbonitriden (Ti(C,N)) auch vereinzelt oxidische Einschlüsse (CaO, Al₂O₃, MgO) am Schwingbruchausgang festgestellt werden, Abb. 3-27.

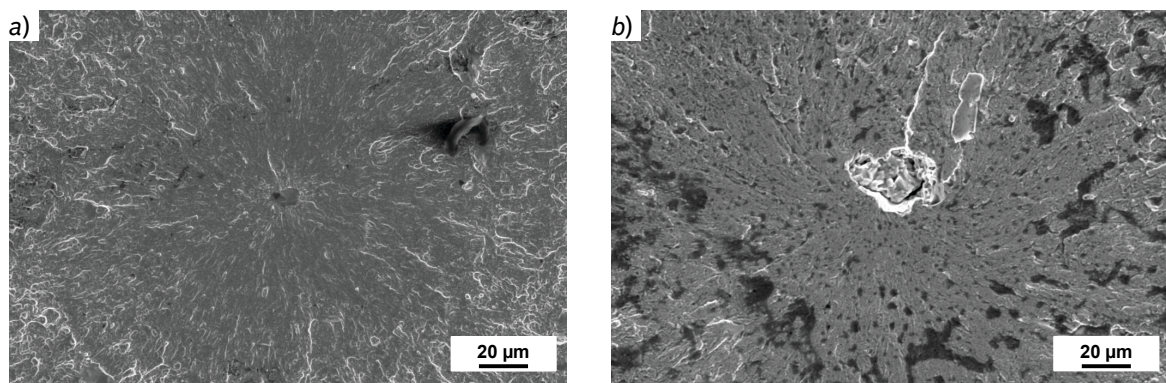


Abb. 3-27: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Einfluss des höchstbeanspruchten Volumens; Bruchausgang unter der Oberfläche an a) einem nitridischen ($S_a = 700$ MPa, $N = 2,73 \cdot 10^6$) und b) einem oxidischen Einschluss ($S_a = 550$ MPa, $N = 9,11 \cdot 10^6$)

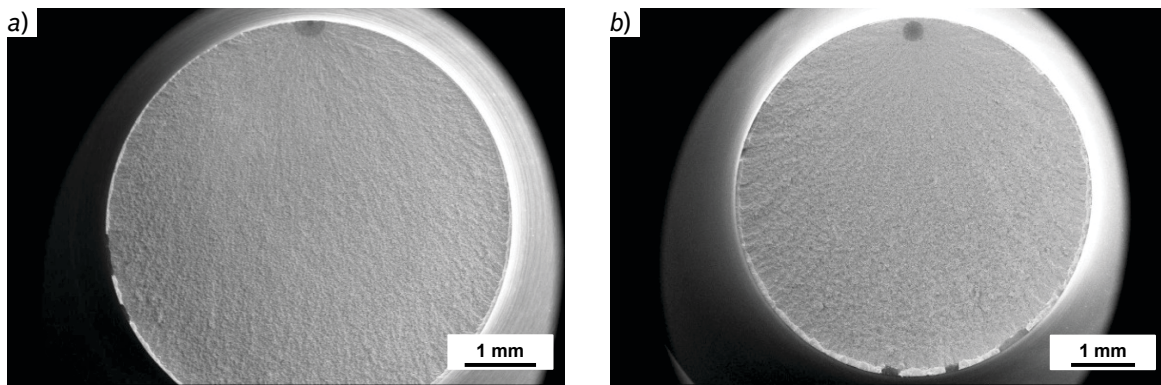


Abb. 3-28: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen mit der Probenvariante a) Kt2-8Q-US ($S_a = 450 \text{ MPa}$, $N = 2,61 \cdot 10^7$) bzw. b) Kt13-8Q-US ($S_a = 700 \text{ MPa}$, $N = 1,02 \cdot 10^7$); Bruchausgang jeweils unter der Oberfläche an einem Einschluss

Aufgrund des größeren höchstbeanspruchten Volumens führten bei der weniger stark gekerbten Probenvariante auch nichtmetallische Einschlüsse in tieferen Lagen zum Ausfall. Bei einigen Schwingproben kam es zum Restgewaltbruch noch bevor das sogenannte fish-eye die Oberfläche erreicht hatte. Bedingt durch den deutlich geringeren Randabstand der bruchauslösenden Einschlüsse propagierten bei den Kt2-8Q-US-Proben hingegen alle im Werkstoffvolumen initiierten Ermüdungsrisse zumindest kurz vor dem Gewaltbruch noch als Oberflächenriss, Abb. 3-28.

Neben deutlich größeren Randabständen wiesen die Volumenausfälle bei den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 1,3$ im Mittel auch deutlich größere nichtmetallische Einschlüsse am Schwingbruchausgang auf. Wie die Größenverteilungen der rissauslösenden Einschlüsse und die Verteilungen der zugehörigen Randabstände in Abb. 3-29 zeigen, führten bei dem weniger stark gekerbten Probentyp Einschlüsse mit einem mittleren Durchmesser von $10 \mu\text{m}$ und einem mittleren Randabstand von $66 \mu\text{m}$ zum Ausfall. Bei den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 2$ waren es hingegen Einschlüsse mit einem mittleren Durchmesser von $7 \mu\text{m}$ und einem mittleren Randabstand von $19 \mu\text{m}$. Bei den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 2$ handelte es sich bei den bruchauslösenden Einschlüssen im Werkstoffvolumen stets um eckige Titancarbonitride. Am Schwingbruchausgang traten bei den Proben mit der geringeren Kerbformzahl hingegen auch globulare Oxide auf. Die oxidischen Einschlüsse waren stets deutlich größer als die nitridischen Einschlüsse. Diese Beobachtung deckt sich mit den Ergebnissen der Werkstoffcharakterisierung aus Abs. 3.1.1. Gemäß den Einschlussgrößenverteilungen ist die Auftretenswahrscheinlichkeit von Oxiden bei der Werkstoffgüte 803Q ab einem Einschlussdurchmesser größer $14 \mu\text{m}$ höher als die Auftretenswahrscheinlichkeit von Nitriden, vgl. Abs. 3.1.1. Da nur bei der schwächer gekerbten Probenvariante nichtmetallische Einschlüsse mit einem Durchmesser größer $10 \mu\text{m}$ aufgetreten sind, ist nur bei diesen Proben eine erhöhte Wahrscheinlichkeit für oxidische Einschlüsse gegeben.

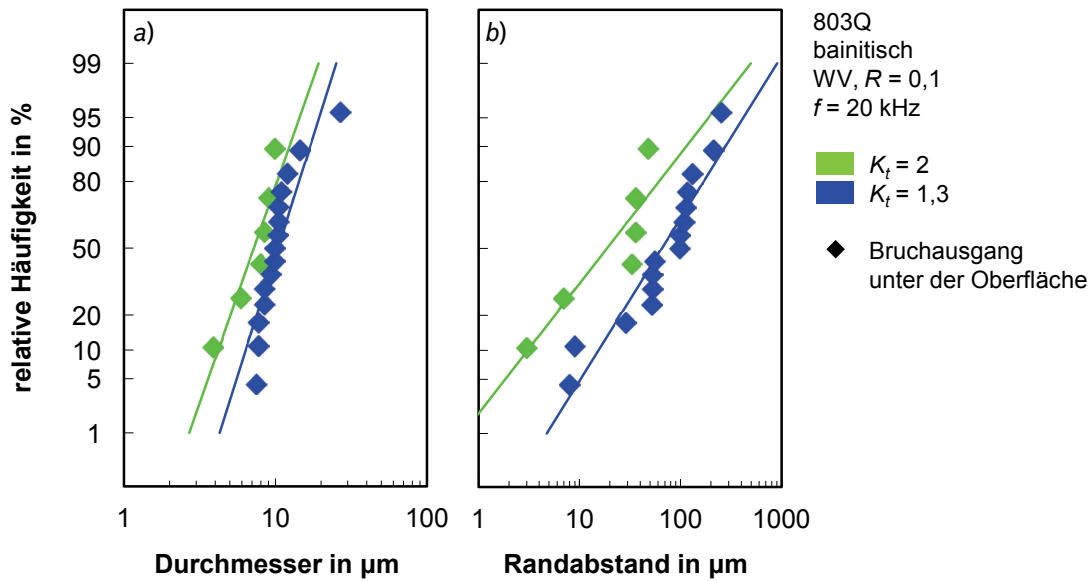


Abb. 3-29: a) Größenverteilung der rissauslösenden Einschlüsse und b) Verteilung der zugehörigen Randabstände aus den Wöhlerversuchsreihen zum Einfluss des höchstbeanspruchten Volumens

Werden mit den Kerbformzahlen der beiden Probentypen die ertragbaren Kerbspannungen berechnet, so ergeben sich für das Oberflächenversagen nahezu identische lokale Dauerfestigkeiten. Der untersuchte Werkstoff zeigt, wie bei hochfesten Werkstoffen üblich, keine ausgeprägte Mikrostützwirkung auf. Werden auch die ertragbaren Kerbspannungen für das Volumenversagen anhand der Kerbformzahlen und der Schwingfestigkeiten bei $N = 10^7$ Schwingspiele berechnet, so folgt für die Proben mit der höheren Kerbformzahl eine um knapp 20 % höhere lokale Schwingfestigkeit. Dieser Unterschied ist auf den statistischen und nicht auf den spannungsmechanischen Größeneinfluss zurückzuführen. Die Auftretenswahrscheinlichkeit für einen großen nichtmetallischen Einschluss ist in den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 2$ geringer. Folglich führen kleinere Einschlüsse als bei den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 1,3$ zum Ausfall, Abb. 3-29. Wie das Kitagawa-Diagramm in Abb. 2-4 verdeutlicht, führen kleinere Defekte zu einem geringeren Schwingfestigkeitsabfall als größere Fehlstellen.

3.5.5 Einfluss der Mittelspannung

Zur Bewertung des Mittelspannungseinflusses wurden mit der Probenvariante Kt13-8Q-US auf der Ultraschallschwingprüfmaschine neben den Wöhlerversuchen aus Abs. 3.5.4 beim Spannungsverhältnis $R = 0,1$ auch Wöhlerversuchsreihen bei Spannungsverhältnissen von $R = -0,5$ und $R = 0,5$ durchgeführt, Abb. 3-30 und Tab. 3-13.

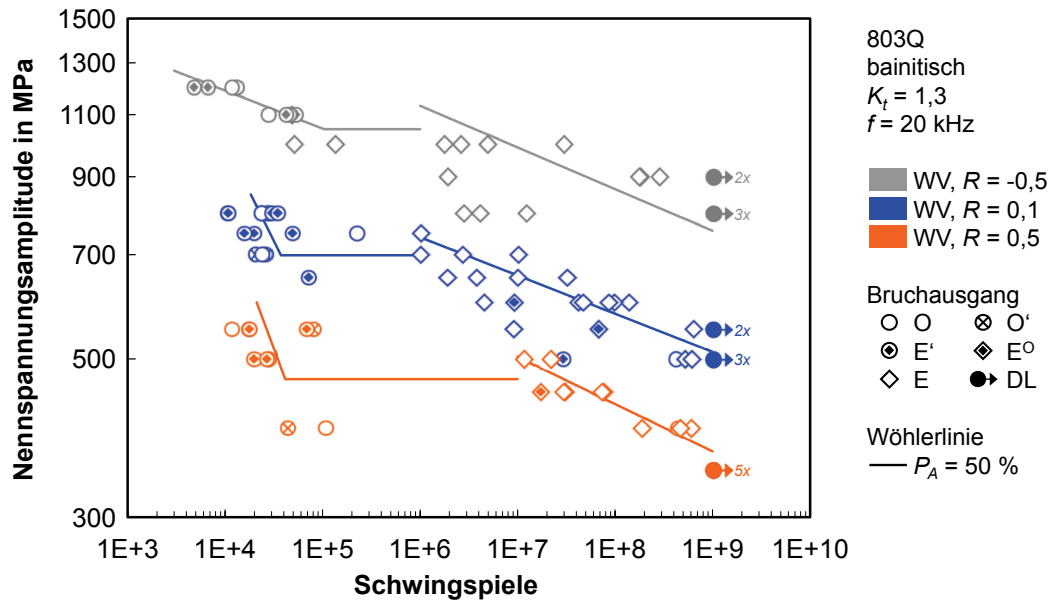


Abb. 3-30: Einfluss der Mittelspannung im Wöhlerversuch

Tab. 3-13: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss der Mittelspannung

Spannungs- verhältnis	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
-0,5	1049	18,8	$1,0 \cdot 10^5$	1,05	2,26	989	17,1	4679,27
0,1	699	3,6	$3,7 \cdot 10^4$	1,19	6,35	654	18,7	34,61
0,5	468	2,7	$4,1 \cdot 10^4$	1,43	4,85	504	15,1	4,65

In den Wöhlerversuchsreihen wurde das Versagen unabhängig vom Spannungsverhältnis bis etwa $N = 2 \cdot 10^5$ Schwingspiele von Oberflächenausfällen dominiert. Bei höheren Schwingspielzahlen traten nahezu ausschließlich Ausfälle im Werkstoffvolumen auf. Am Bruchausgang konnten mit dem REM bei allen Ausfällen unter der Oberfläche Einschlüsse detektiert werden. Es handelte sich in der Regel um Titancarbonitride. Vereinzelt führten aber auch oxidische Einschlüsse zum Ausfall. Viele Ausfälle im Werkstoffvolumen wiesen beim Spannungsverhältnis $R = 0,1$ und $R = 0,5$ um den Einschluss zusätzlich ein ODA auf. Ein derartiges Bruchbild konnte beim Spannungsverhältnis $R = -0,5$ nur bei den drei Ausfällen jenseits von $N = 10^8$ Schwingspiele festgestellt werden.

Neben der Bruchmorphologie wird auch die Charakteristik der Mechanismenwöhlerlinie erheblich vom Spannungsverhältnis beeinflusst. Für die Oberflächenwöhlerlinie resultieren mit zunehmendem Spannungsverhältnis steilere Neigungen. Unabhängig vom Spannungsverhältnis ergibt sich für die Volumenwöhlerlinie hingegen eine nahezu unveränderte Neigung. Die Streuung der Volumenausfälle in Schwingspielzahlrichtung nimmt mit zunehmendem Spannungsverhältnis deutlich ab. Im Zugdruckwechselbereich streuen die Bruchschwingspielzahlen über mehr als drei Dekaden, im hohen Zugschwellbereich hingegen nur über weniger als eine Dekade. Das Versagen im Prüflingsvolumen tritt mit

zunehmendem Spannungsverhältnis auch später auf. Die Wöhlerlinien für Oberflächen- und Volumenversagen separieren sich dadurch deutlich.

Die für Kerbproben untypisch flache Neigung im Zugdruckwechselbereich kann auf den Spannungszustand der Proben zurückgeführt werden. Bei den geprüften Nennspannungsamplituden liegen die lokalen Kerbberspannungen deutlich unterhalb der statischen Streckgrenze. Die Kerbproben werden über den gesamten Querschnitt elastisch beansprucht. Demgegenüber liegen die lokalen Oberspannungen zumindest an der Kerbgrundoberfläche bei den Wöhlerversuchen mit Spannungsverhältnissen von $R = 0,1$ und $R = 0,5$ im Bereich der Formdehngrenze. Oberhalb der Streckgrenze steigen die Kerbdehnungen gegenüber den Kerbspannungen überproportional an. Steilere Wöhlerlinienneigungen sind die Folge.

Die deutliche Separierung von Oberflächen- und Volumenausfällen bei hohen Spannungsverhältnissen konnte bereits in Untersuchungen von SHIOZAWA *et al.* [10] an glatten Proben aus 100Cr6 festgestellt werden. Ein ähnliches Bild ergab sich in Wöhlerversuchen von KOVAC *et al.* [125] an glatten Proben aus dem martensitischen Stahl X10CrNiMoV12-2-2. Auch SCHMID [77] konnte in Wöhlerversuchen an gekerbten Proben aus dem hochfesten nichtrostenden Stahl X90CrMoV18 eine deutliche Separierung von Oberflächen- und Volumenausfällen bei hohen Spannungsverhältnissen beobachten.

Bruchmechanisch begründen SHIOZAWA *et al.* [10], dass die im Volumen und an der Probenoberfläche unterschiedlich ausgeprägten Eigenspannungen das divergente Verhalten begünstigen. Demnach wirken Druckeigenspannungen an der Oberfläche als zusätzliche Mittelspannung und reduzieren den Zuganteil der anliegenden Beanspruchung. Folglich sinkt auch die Schwingbreite des effektiven Spannungsintensitätsfaktors. Eine höhere Beanspruchung kann ertragen werden. Die schwingfestigkeitssteigernde Wirkung dieser Druckeigenspannungen wird aufgehoben, sobald die Unterspannung im Zugbereich die Eigenspannungen betragsmäßig überschreitet. Liegen im Volumen keine oder deutliche geringere Eigenspannungen vor, bleibt dort der Effekt aus bzw. ist wesentlich geringer ausgeprägt. Bei den untersuchten Kerbproben liegen an der Oberfläche höhere Druckeigenspannungen als im Probenvolumen vor. Lokal ergeben sich aus der äußeren Belastung und den Eigenspannungen an der Oberfläche und im Volumen unterschiedliche (bruchmechanische) Beanspruchungssituationen. Gemäß der Modellvorstellung von SHIOZAWA *et al.* könnte diese unterschiedliche Beanspruchungssituation das konträre Verhalten von Oberflächen- und Volumenausfällen erklären. Es sei jedoch angemerkt, dass in der Arbeit von KOVAC *et al.* [125] auch zyklisches Kriechen und ein veränderter ODA-Mechanismus als mögliche Ursache genannt werden.

Der Einfluss der Mittelspannung kann quantitativ anhand der Mittelspannungsempfindlichkeit bewertet werden. Zur Ermittlung der Mittelspannungsempfindlichkeit für das Oberflächenversagen wurden die Dauerfestigkeiten aus Tab. 3-13 in ein Haigh-Diagramm eingetragen und unter Annahme einer linearen Abhängigkeit von der Mittelspannung mittels Regression ausgewertet, Abb. 3-31. Für die Mittelspannungsempfindlichkeit der Oberflächenausfälle folgt auf diese Weise $M = 0,55$.

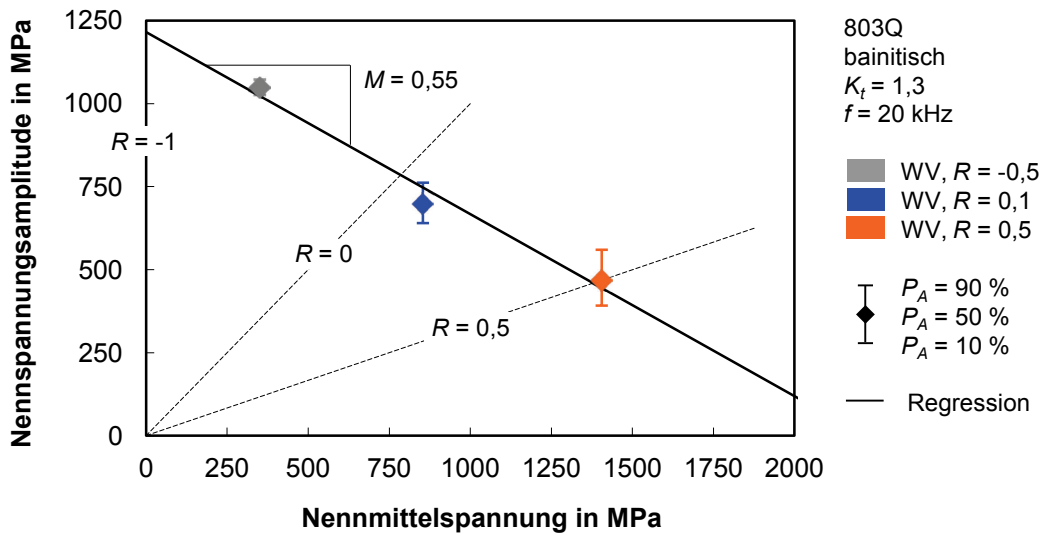


Abb. 3-31: Einfluss der Mittelspannung im Haigh-Diagramm, Bruchausgänge an der Oberfläche

Da beim Volumenversagen Lebensdauerdaten über einen großen Schwingenspielzahlbereich vorlagen und die ermittelten Wöhlerlinien nicht parallel verlaufen, mussten für diesen Ausfallmechanismus schwingenspielzahlabhängige Mittelspannungsempfindlichkeiten bestimmt werden. Hierzu wurden die ertragbaren Schwingbeanspruchungen zwischen $N = 10^6$ und $N = 10^9$ Schwingspiele dekadeweise mit den in Tab. 3-13 angegebenen Wöhlerlinienkennwerten berechnet. Die Schwingfestigkeiten wurden in ein Haigh-Diagramm eingetragen und für konstante Schwingenspielzahlen mittels Regression unter Annahme eines linearen Verlaufs ausgewertet, Abb. 3-32. Für die Mittelspannungsempfindlichkeit der Volumenausfälle folgen daraus die in Tab. 3-14 angegebenen Werte zwischen $M_V = 0,37$ und $M_V = 0,44$.

Tab. 3-14: Mittelspannungsempfindlichkeiten aus den Wöhlerversuchsreihen

N	M_V
10^6	0,37
10^7	0,40
10^8	0,42
10^9	0,44

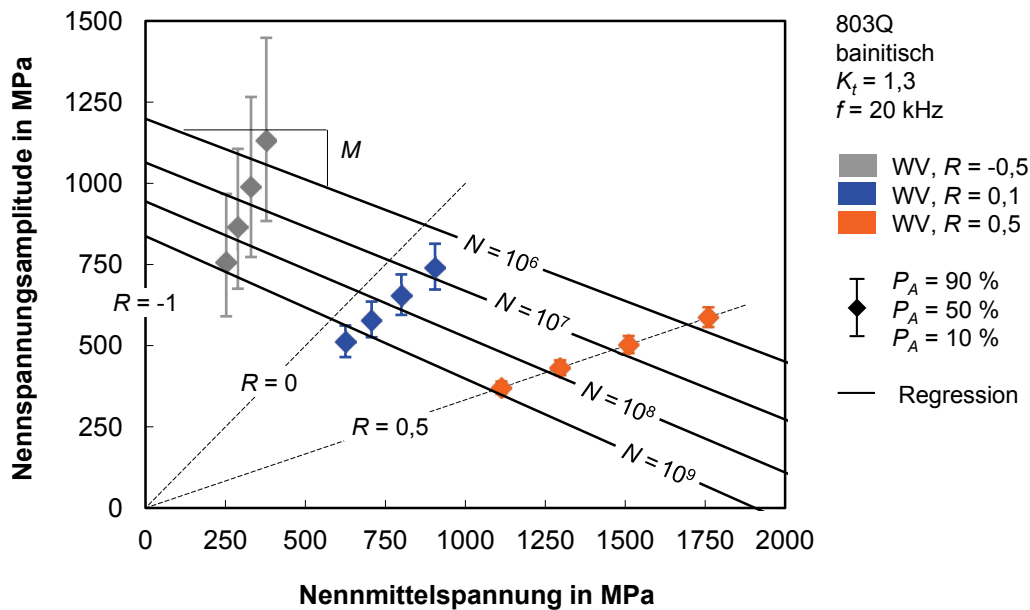


Abb. 3-32: Einfluss der Mittelspannung im Haigh-Diagramm, Bruchausgänge unter der Oberfläche

Aufgrund der z. T. hohen Streuung der Bruchschwingspielzahlen in den Wöhlerversuchsreihen sind die für das Volumenversagen bestimmten Mittelspannungsempfindlichkeiten mit entsprechenden Unsicherheiten verbunden. Die Ergebnisse von LINKEWITZ [56] können jedoch weitgehend bestätigt werden, vgl. Abs. 2.2.1

3.5.6 Einfluss von variablen Amplituden

Der Einfluss von variablen Amplituden auf die Schwingfestigkeit wurde mit den Probenvarianten Kt13-8Q-US und Kt2-8Qm-US in Betriebsfestigkeitsversuchen auf der Ultraschallschwingprüfmaschine untersucht. Aufgrund des Teillastfolgeumfangs von $2 \cdot 10^6$ Schwingspiele konnten nur Prüflinge bewertet werden, die im Schwingspielzahlbereich jenseits von $2 \cdot 10^6$ Schwingspiele gebrochen sind. Da auch in den Betriebsfestigkeitsversuchen Oberflächenausfälle überwiegend bei deutlich geringeren Schwingspielzahlen aufgetreten sind, war es nicht möglich, Gassnerlinien für Oberflächenausfälle auf der Ultraschallschwingprüfmaschine zu ermitteln. Die nachfolgenden Ergebnisse beschränken sich auf Ausfälle im Werkstoffvolumen.

Die Gassnerlinie aus den Betriebsfestigkeitsversuchen mit der Probenvariante Kt13-8Q-US ist in Abb. 3-33 mit der zugehörigen Wöhlerlinie aus Abs. 3.5.4 dargestellt. Abb. 3-34 zeigt die Gassnerlinie der Probenvariante Kt2-8Qm-US mit der zugehörigen Wöhlerlinie aus Abs. 3.5.2. Die Kenndaten der statistischen Auswertung sind in Tab. 3-15 und Tab. 3-16 angegeben.

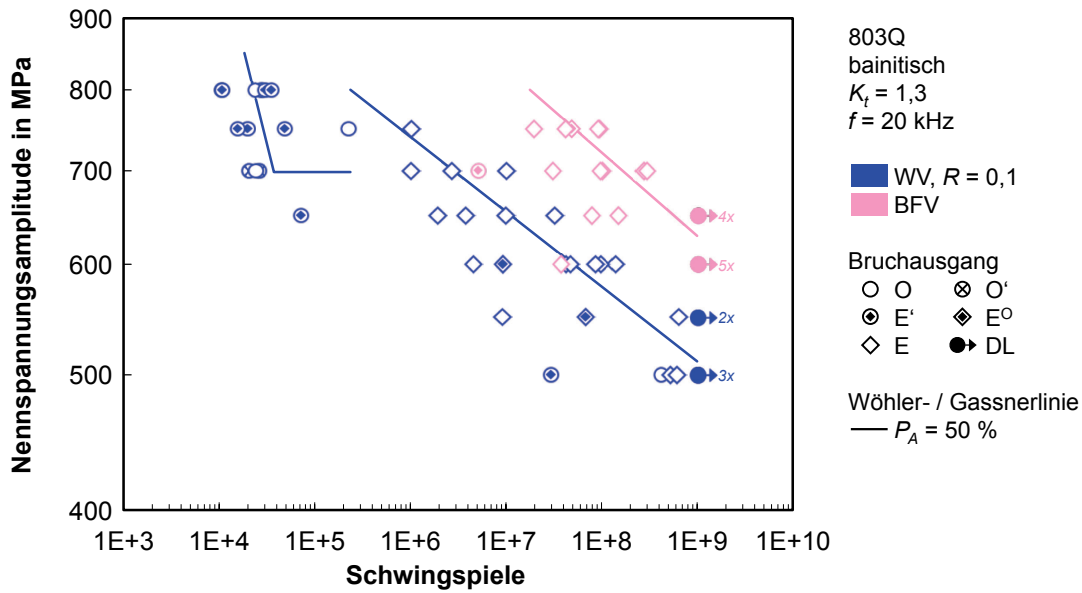


Abb. 3-33: Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am Probentyp Kt13-8Q-US

Tab. 3-15: Kenndaten der Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am Probentyp Kt13-8Q-US

Versuchsart	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
WV	699	3,6	$3,7 \cdot 10^4$	1,19	3,16	654	18,7	34,61
BFV	-	-	-	-	-	828	16,7	34,27

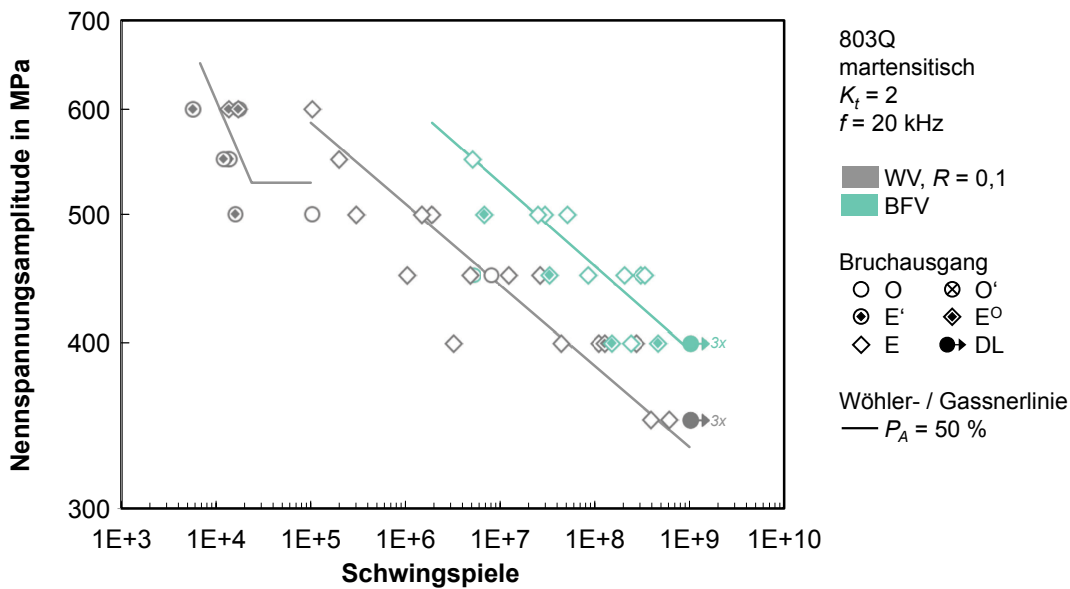


Abb. 3-34: Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am Probentyp Kt2-8Qm-US

Tab. 3-16: Kenndaten der Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am Probentyp Kt2-8Qm-US

Versuchsart	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
WV	528	6,0	$2,4 \cdot 10^4$	1,29	4,20	442	16,4	15,84
BFV	-	-	-	-	-	528	15,9	12,19

Die Ermüdungsrisse wurden in beiden Betriebsfestigkeitsversuchsreihen mit jeweils einer Ausnahme unterhalb der Oberfläche initiiert. Am Schwingbruchausgang konnten bei allen gebrochenen Prüflingen nichtmetallische Einschlüsse festgestellt werden. Bei der Probenvariante Kt2-8Qm-US handelte es sich wie in den Wöhlerversuchen ausschließlich um Titancarbonitride. Ebenfalls wie in den Wöhlerversuchen führten bei der Probenvariante Kt13-8Q-US vereinzelt auch oxidische Einschlüsse zum Versagen. Die Bruchmorphologie scheint somit weitgehend unabhängig davon zu sein, ob eine konstante oder variable Amplitudenbeanspruchung vorliegt. Die resultierenden Gassnerlinien verlaufen bei beiden Probenvarianten parallel zu den zugehörigen Wöhlerlinien. In den Betriebsfestigkeitsversuchen mit dem Probenotyp Kt13-8Q-US treten Ausfälle im Mittel etwa anderthalb Dekaden später auf als in den Wöhlerversuchen. Bei der Probenvariante Kt2-8Qm-US ist der Abstand zwischen der 50%-Wöhler- und der 50%-Gassnerlinie etwas geringer. Neben vergleichbaren Neigungen weisen die Gassner- und die Wöhlerlinien der einzelnen Probenvarianten auch vergleichbare Streuspannen auf.

Aus den Betriebsfestigkeitsversuchen können gemäß Abs. 2.3.3 tatsächliche Schadenssummen abgeleitet werden, die entsprechend der relativen Miner-Regel mit gewissen Einschränkungen auf ähnliche Anwendungen übertragen werden können. Zur Ermittlung dieser Schadenssummen wurden Schädigungsrechnungen mit den ertragenen Kollektiven der Betriebsfestigkeitsversuche und den zugehörigen Wöhlerlinien durchgeführt. Für die Schädigungsrechnungen wurden die Wöhlerlinien über die Grenzschwingspielzahl hinaus mit der elementaren Miner-Modifikation fortgesetzt. Diese Modifikation der Wöhlerlinie wurde gewählt, da sich in den Wöhlerversuchsreihen ein weiterer Abfall der Schwingfestigkeit jenseits von $N = 10^9$ Schwingspiele angedeutet hatte. Die Verlängerung der Wöhlerlinie mit gleichbleibender Neigung über die Grenzschwingspielzahl hinaus sollte diesem Umstand auf konservative Weise gerecht werden. Da die Betriebsfestigkeitsversuche mit einer konstanten Mittellast durchgeführt wurden und die Kollektive somit ein variables Spannungsverhältnis aufwiesen, mussten die einzelnen Beanspruchungszyklen zusätzlich mittels Amplitudentransformation auf das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ der Wöhlerlinie angepasst werden. Hierzu wurde in Anlehnung an den experimentellen Befund aus Abs. 3.5.5 eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M_V = 0,4$ angesetzt. Für die Brüche und Durchläufer wurden über lineare Schadensakkumulationsrechnungen die rechnerischen (Bruch-) Schwingspielzahlen bestimmt. Aus dem Verhältnis der rechnerischen und der im Betriebsfestigkeitsversuch ermittelten (Bruch-) Schwingspielzahl konnte für jeden einzelnen Prüfling die Schadenssumme berechnet werden.

Für beide Probenvarianten wurden anschließend die Schadenssummen mit dem Maximum-Likelihood-Verfahren entsprechend Abs. 3.4 statistisch ausgewertet. Um auch die Informationen der Durchläufer berücksichtigen zu können, wurden die Schadenssummen dieser Prüflinge als zensierte Versuchsstopps gewertet. Die Eingangsdaten und die Ergebnisse der statistischen Auswertung sind in Abb. 3-35 grafisch dargestellt. Die mittleren tatsächlichen

Schadenssummen $D_{V,tat}$ und die zugehörigen Streuspannen $1/T_D$ sind in Tab. 3-17 angegeben. Da sich die Schadenssummen der beiden Probenvarianten entsprechend eines Zweistichproben-t-Tests mit einer Konfidenz von 95 % nicht unterscheiden, wurde auch eine gemeinsame mittlere tatsächliche Schadenssumme berechnet. Die Ergebnisse dieser Auswertung sind ebenfalls in Abb. 3-35 dargestellt und in Tab. 3-17 angegeben.

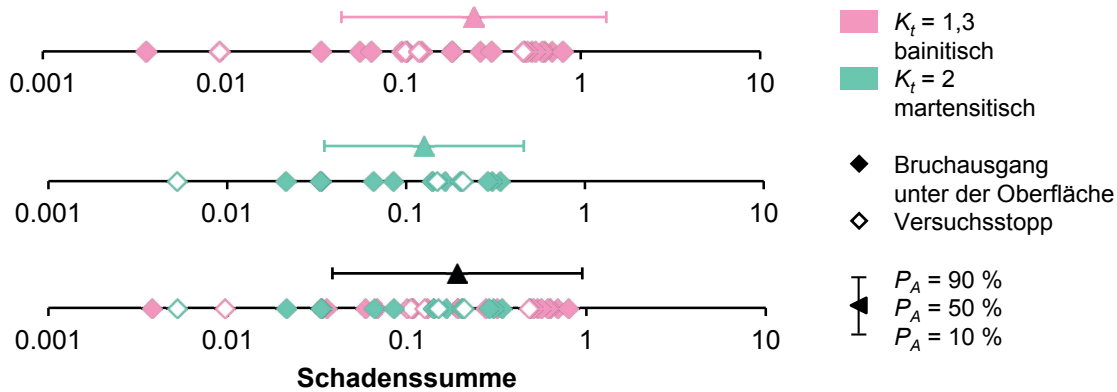


Abb. 3-35: Berechnete Schadenssummen aus den Betriebsfestigkeitsversuchen

Tab. 3-17: Mittlere tatsächliche Schadenssummen aus den Betriebsfestigkeitsversuchen

Probenvariante	$D_{V,tat}$	$1/T_D$
Kt13-8Q-US	0,25	29,97
Kt2-8Qm-US	0,13	13,04
Kt13-8Q-US + Kt2-8Qm-US	0,19	24,71

Entsprechend den Bruchschwingspielzahlen in den Betriebsfestigkeitsversuchsreihen streuen auch die Schadenssummen über deutlich mehr als eine Dekade. Alle Schadenssummen sind kleiner als der theoretische Wert $D=1$. Auch die mittleren tatsächlichen Schadenssummen sind kleiner als die in der FKM-Richtlinie für nichtgeschweißte Bauteile aus Stahl empfohlene Minersumme von $D=0,30$. Eine Betriebsfestigkeitsrechnung mit der theoretischen Schadenssumme würde bei der vorliegenden Lastkollektivcharakteristik folglich zu einer deutlichen Überschätzung der Schwingfestigkeit und damit zu einer unzulässigen, nicht konservativen Lebensdauerprognose führen.

3.5.7 Einfluss der Prüffrequenz bzw. -technik

Die bisher dargestellten Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche wurden ausschließlich auf der Ultraschallschwingprüfmaschine durchgeführt. Aufgrund der damit verbundenen hohen Prüffrequenz wird ein Einfluss der Frequenz auf die Schwingfestigkeit in der Literatur kontrovers diskutiert, vgl. Abs. 2.2.2. Die Ergebnisse der Ultraschallschwingprüfmaschine aus den vorangegangenen Abschnitten sollten deshalb durch Untersuchungen auf servo-hydraulischen Prüfmaschinen verifiziert werden. Hierzu wurden mit den Probenvarianten Kt2-VV-SH und Kt13-8Q-SH beim Spannungsverhältnis $R=0,1$ Wöhlerversuche bei einer

Prüffrequenz von $f = 20$ Hz durchgeführt. Beim Spannungsverhältnis $R = 0,1$ wurde darüber hinaus mit der Probenvariante Kt2-VV-SH eine Wöhlerlinie bei einer Prüffrequenz von $f = 1$ Hz ermittelt. Hierdurch war es möglich, die Schwingfestigkeit bei der bei RB typischen Prüffrequenz und der charakteristischen Belastungsfrequenz von CR-Komponenten im Feld zu vergleichen. Die Wöhlerlinien aus den Wöhlerversuchen mit der Probenvariante Kt2-VV-SH bei Prüffrequenzen von $f = 1$ Hz und $f = 20$ Hz sind in Abb. 3-36 dargestellt. Ebenfalls eingezeichnet ist die Wöhlerlinie aus den Wöhlerversuchen mit der Probenvariante Kt2-VV-US bei einer Prüffrequenz von $f = 20$ kHz aus Abs. 3.5.3. Die Kenndaten der statistischen Auswertung sind in Tab. 3-18 für die einzelnen Wöhlerlinien angegeben.

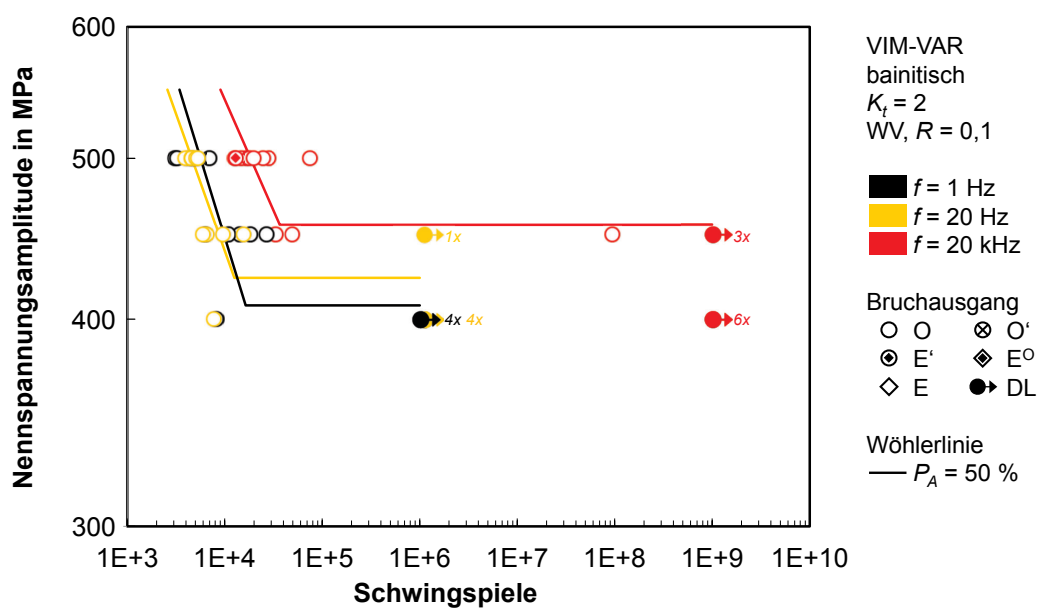


Abb. 3-36: Einfluss der Prüffrequenz bzw. -technik im Wöhlerversuch

Tab. 3-18: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss der Prüffrequenz bzw. -technik

f in Hz	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$
1	408	5,2	$1,6 \cdot 10^4$	1,30	4,01
20	424	6,1	$1,3 \cdot 10^4$	1,18	1,81
20.000	454	6,0	$3,7 \cdot 10^4$	1,22	3,23

In Abb. 3-37 ist die entsprechende Wöhlerlinie aus den Wöhlerversuchen mit der Probenvariante Kt13-8Q-SH bei einer Prüffrequenz von $f = 20$ Hz dargestellt. Ebenfalls angegeben ist die Wöhlerlinie aus den Wöhlerversuchen mit der Probenvariante Kt13-8Q-US bei einer Prüffrequenz von $f = 20$ kHz, vgl. Abs. 3.5.4. Die Kenndaten der Wöhlerlinien werden in Tab. 3-19 gegenübergestellt.

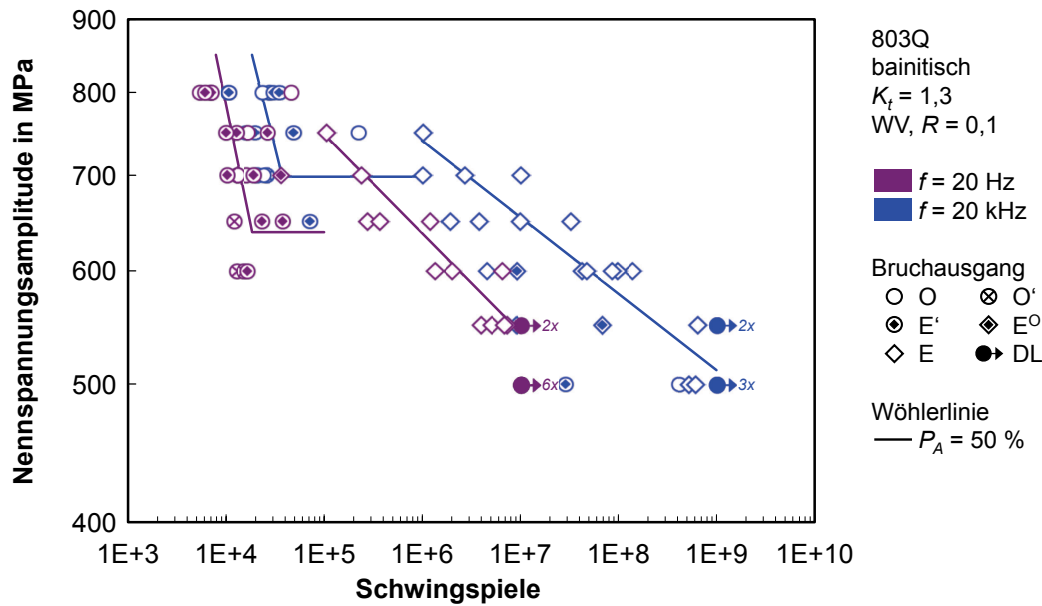


Abb. 3-37: Einfluss der Prüffrequenz bzw. -technik im Wöhlerversuch

Tab. 3-19: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss der Prüffrequenz bzw. -technik

f in Hz	S_D in MPa	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$S_{V,10^7}$ in MPa	k_V	$1/T_{N,V}$
20	639	3,0	$1,8 \cdot 10^4$	1,33	6,35	543	14,4	4,47
20.000	699	3,6	$3,7 \cdot 10^4$	1,19	3,16	654	18,7	34,61

Die auf den servohydraulischen Prüfmaschinen ermittelten Wöhlerlinien sind qualitativ vergleichbar mit den Wöhlerlinien, die auf der Ultraschallschwingprüfmaschine abgeleitet wurden. Bei den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 2$ aus der VIM-VAR-Güte treten unabhängig von der eingesetzten Prüftechnik und unabhängig von der Prüffrequenz bis zur jeweiligen Grenzwahrscheinlichkeitszahl ausschließlich Ausfälle an der Oberfläche auf. Die einzelnen Wöhlerlinien weisen jeweils eine klassische Dauerfestigkeit auf. Bei den Schwingproben mit der Kerbformzahl $K_t = 1,3$ aus der Werkstoffgüte 803Q ergeben sich unabhängig von der eingesetzten Prüftechnik bzw. Prüffrequenz hingegen zweigeteilte Mechanismenwöhlerlinien. Ermüdungsriss werden bei Prüffrequenzen von $f = 20$ Hz und $f = 20$ kHz bei geringen Lebensdauern an der Oberfläche und bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen unter der Oberfläche initiiert. Unterschiede in den Bruchmorphologien konnten nicht festgestellt werden. Auch fallen die Neigungen der Wöhlerlinien bei den unterschiedlichen Prüffrequenzen vergleichbar aus. Die Wöhlerversuche auf der Ultraschallschwingprüfmaschine führen systematisch aber zu deutlich höheren ertragbaren Schwingbeanspruchungen. Die Unterschiede in den Schwingfestigkeiten bei den Wöhlerversuchsreihen an den Proben mit der Kerbformzahl $K_t = 2$ aus der VIM-VAR-Güte bei einer Prüffrequenz von $f = 1$ Hz und $f = 20$ Hz sind hingegen vernachlässigbar.

In Abs. 2.2.2 wurde aufgezeigt, dass hohe Versuchsfrequenzen zu einer Prüflingerwärmung und damit zu einem Abfall der Schwingfestigkeit führen können. Durch den Puls-Pause-Betrieb und die aktive Kühlung der Proben mit Druckluft konnte eine unzulässige Prüflingerwärmung bei den durchgeführten Untersuchungen auf der Ultraschallschwingprüfmaschine vermieden werden. Ein Abfall der Schwingfestigkeit bei hohen Frequenzen konnte nicht festgestellt werden. Die Schwingfestigkeiten auf der Ultraschallschwingprüfmaschine sind höher als auf den servohydraulischen Prüfmaschinen. Demnach müssen andere Faktoren die festgestellten Unterschiede begründen. Eine höhere Schwingfestigkeit bei hohen Versuchsfrequenzen kann grundsätzlich auf Schwingungsrisskorrosion oder aber thermisch aktivierter Versetzungsbewegung zurückgeführt werden. Weitere Einflussgrößen wie die Probenbeschaffenheit, die Beanspruchungskalibrierung und die Anlagentechnik haben einen zufälligen Charakter und können die Schwingfestigkeit erhöhen oder absenken. Ein Wöhlerversuch erfasst den Einfluss dieser Parameter in der Regel integral. Die Auswirkung eines einzelnen Faktors kann experimentell nur sehr schwierig erfasst und bewertet werden.

In der vorliegenden Untersuchung wurden Wöhlerversuche bei einer Prüffrequenz von $f = 20$ Hz und $f = 20$ kHz auf unterschiedlichen Prüfeinrichtungen durchgeführt. Folglich ergeben sich Unsicherheiten bezüglich der Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse. Ein Hauptaugenmerk wurde deshalb auch auf eine biegefreie Beanspruchung gelegt. Die Beanspruchung auf der Ultraschallschwingprüfmaschine wurde mit DMS durch ein aufwändiges Verfahren kalibriert, um z. B. Fehler aus der Applikation zu reduzieren. Aufgrund der unterschiedlichen Prüfstandskonzepte und der Einspannsituationen mussten auf den Prüfanlagen jedoch unterschiedliche Probenvarianten eingesetzt werden. Die Fertigung der unterschiedlichen Probenvarianten wurde mit vergleichbaren bis gleichen Bearbeitungsschritten durchgeführt. Dennoch wurden im Rahmen der Probencharakterisierung gewisse Unterschiede zwischen den einzelnen Probenvarianten in den Härtewerten und den Eigenstressungen festgestellt. Trotz erheblicher Anstrengungen kann der Einfluss der Versuchstechnik und der Probenfertigung auf das Ergebnis der Wöhlerversuche somit nicht abschließend ausgeschlossen werden.

Grundsätzlich kann beim untersuchten Werkstoff davon ausgegangen werden, dass aufgrund der geringen Plastizität der Einfluss der Dehnrates im Wöhlerversuch gering bis vernachlässigbar ist, vgl. [69, 80]. Dies wird durch die Ergebnisse bei den beiden konventionellen Prüffrequenzen bestätigt. Der von SCHMID [77] postulierte Zusammenhang von Lebensdauer und Wasserangebot bei simultaner mechanischer und korrosiver Beanspruchung kann die Unterschiede zwischen den Prüffrequenzen von $f = 20$ Hz und $f = 20$ kHz nicht allein erklären, da sowohl die Oberflächen- als auch die Volumenwöhlerlinie zu höheren Schwingfestigkeiten verschoben sind. Zumindest bei der Rissinitiierung unterhalb der Oberfläche kann Schwingungsrisskorrosion vollständig ausgeschlossen werden. Ein überlagerter Einfluss von Dehnratenabhängigkeit, Schwingungsrisskorrosion (zumindest

bei den Ausfällen an der Oberfläche) und Prüftechnik ist möglich. Der Einfluss der Kalibrierung scheint bei den vorliegenden Versuchsergebnissen auch angesichts vergleichbarer Form- und Streuparameter für Oberflächen- und Volumenwöhlerlinie bei den unterschiedlichen Frequenzen am wahrscheinlichsten. Ein Fehler in der Beanspruchungskalibrierung führt zu einer Verschiebung der Wöhlerlinie in Spannungsrichtung, hat aber ansonsten keinen qualitativen Einfluss auf den Wöhlerlinienverlauf.

Zur Ableitung eines Absicherungskonzepts für sicherheitsrelevante Bauteile sollten die Ergebnisse der Ultraschallschwingprüfmaschine aufgrund dieser Unsicherheit nur mit Einschränkungen herangezogen werden. Die Verwendung der Absolutwerte würde zu einer unzulässigen Überschätzung der Schwingfestigkeit führen. Der Vergleich der Ergebnisse bei konventioneller Prüffrequenz und bei Belastungsfrequenzen im Ultraschallbereich zeigt jedoch, dass die Versagensmechanismen und auch der grundsätzliche Verlauf der Wöhlerlinien auf der Ultraschallschwingprüfmaschine treffend wiedergegeben werden. Die generelle Eignung der Ultraschallschwingprüfmaschine zur wirtschaftlichen Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens im hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlbereich sollte deshalb nicht in Frage gestellt werden. Durch Optimierung der Beanspruchungskalibrierung muss die Aussagegüte von Ultraschallschwingprüfmaschinen aber weiter verbessert werden. Dies ist zwingend erforderlich, um die Versuchsergebnisse auch absolut bewertbar zu machen. Bis auf weiteres sollten die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Versuchsergebnisse nur für relative Vergleiche und Aussagen herangezogen werden.

4 Experimentelle Untersuchungen an Demonstratoren

4.1 Werkstoff- und Probencharakterisierung

Das Schwingfestigkeitsverhalten des hochfesten Stahls 100Cr6 wurde im Rahmen dieser Arbeit auch an bauteilnahen, innendruckbelasteten Demonstratoren untersucht. Anhand von Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuchen galt es, einerseits die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen an den Kerbproben zu verifizieren und andererseits Kennwerte für ein Absicherungskonzept abzuleiten. Die verwendeten Prüflingsvarianten sollen nachfolgend in Anlehnung an Abs. 3.1 ausführlich charakterisiert werden.

4.1.1 Probenmaterial

Für die experimentellen Untersuchungen an den Demonstratoren wurde auf den Werkstoff 100Cr6 in der Güte 803Q zurückgegriffen. Diese Werkstoffvariante kam auch im Rahmen der Untersuchungen an den Kerbproben zum Einsatz. Der Stangendurchmesser betrug bei den Demonstratoren 65 mm. Das Rohmaterial konnte mit dem der Kerbproben aus einer Schmelzcharge bezogen werden. Die chemische Zusammensetzung ist in Tab. 3-1 angegeben. Trotz unterschiedlicher Umformgrade konnten keine Unterschiede im Reinheitsgrad und den Einschlussgrößenverteilungen zwischen dem Rohmaterial der Kerbproben und dem der Demonstratoren festgestellt werden.

4.1.2 Probenformen und -fertigung

Da die Bohrungsverschneidung ein typisches und in der Regel das schwingbruchkritische Konstruktionsmerkmal von Dieseleinspritzkomponenten darstellt, wurde als bauteilnaher Demonstrator eine Scheibe mit Kreuzbohrung definiert, vgl. [126, 127, 128]. Da die Maximaldrücke der verfügbaren Prüfmaschinen bei 4000 bar bzw. 4500 bar lagen, sollte im Bereich der konventionellen Dauerfestigkeit eine Schwingfestigkeit von max. $\Delta p_D = 2500$ bar für den bauteilnahen Prüfling vorliegen. Die Schwingfestigkeit der Scheibe mit Kreuzbohrung wurde aus diesem Grund auf Basis linear-elastischer FE-Analysen abgeschätzt und die relevanten Abmessungen (Durchmesser der Kreuzbohrungen, Wanddicke im Bereich der Bohrungsverschneidung) entsprechend festgelegt, Abb. 4-1. Wird unter Voraussetzung eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens für die Demonstratorgeometrie der Zusammenhang zwischen dem anliegenden Innendruck p und der maßgeblichen ersten Hauptspannung σ_1 gemäß Gl. (4-1) definiert, dann folgt ein Kerbfaktor von $K_t = 6,2$.

$$\sigma_1 = K_t \cdot p \quad (4-1)$$

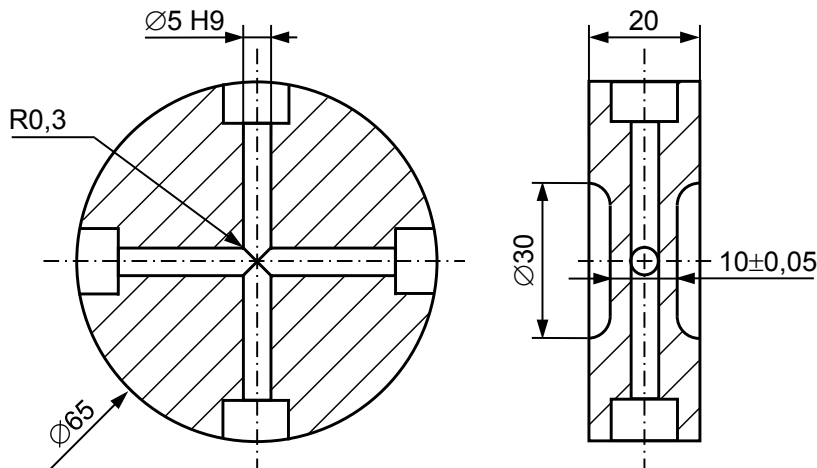


Abb. 4-1: Geometrie der Demonstratoren

Um möglichst bauteilnahe Bearbeitungszustände einzustellen, erfolgte die Fertigung der Demonstratoren in Anlehnung an RB-Serienprozesse. Die Außenkontur und die Bohrungen wurden im weichen Zustand auf einem CNC-Drehautomaten hergestellt und die Bohrungsverschneidung, wie bei RB für Bauteile aus 100Cr6 typisch, mit einem elektrochemischen Engratverfahren (engl. Electro Chemical Machining, ECM) verrundet. Das Verfahren beeinflusst das Gefüge des Werkstücks nicht, führt jedoch zu einer Veränderung der Oberfläche und stellt eine prozesstypische Oberflächentopografie ein. Nach der Weichbearbeitung wurden die Demonstratoren im Rahmen der Großserienfertigung bei RB wärmebehandelt. Der Großteil der Prüflinge wurde wie bei den Kerbproben bainitisch umgewandelt und nur eine kleinere Stichprobe martensitisch gehärtet und angelassen, Tab. 4-1 bzw. Tab. 4-2.

Tab. 4-1: Wärmebehandlungsanweisung der bainitischen Demonstratoren

Behandlungsschritt	Behandlungsmittel	Temperatur in °C	Haltedauer in min
Austenitisieren	Schutzgas	850 ± 8	35 ± 10
Abschrecken	Salzwarmbad	220 ± 5	30 ± 3
Anlassen	Luft	260 ± 10	> 270

Tab. 4-2: Wärmebehandlungsanweisung der martensitischen Demonstratoren

Behandlungsschritt	Behandlungsmittel	Temperatur in °C	Haltedauer in min
Vorwärmen	Konvektion	830 ± 10	10 ± 5
Aufheizen	Vakuum	880 ± 10	5
Austenitisieren	Vakuum	880 ± 10	55 ± 5
Abschrecken	N ₂ , 20 bar	30	
Tiefkühlen	Luft / N ₂	-70 ± 10	$120 + 10$
Anlassen	Luft	230	120 ± 5

4.1.3 Gefüge- und Härtezustand nach der Wärmebehandlung

Zur Überprüfung der beiden Wärmebehandlungen wurden metallografische Schlitte aus endbearbeiteten Demonstratoren angefertigt und mit dem Lichtmikroskop untersucht. Es zeigte sich, dass die Prüflinge das für die entsprechende Wärmebehandlung typische Gefüge aufweisen, Abb. 4-2. Ein signifikanter Anteil an kontinuierlich gebildeten Gefügebestandteilen konnte an den Schlitfen mit dem Lichtmikroskop nicht festgestellt werden.

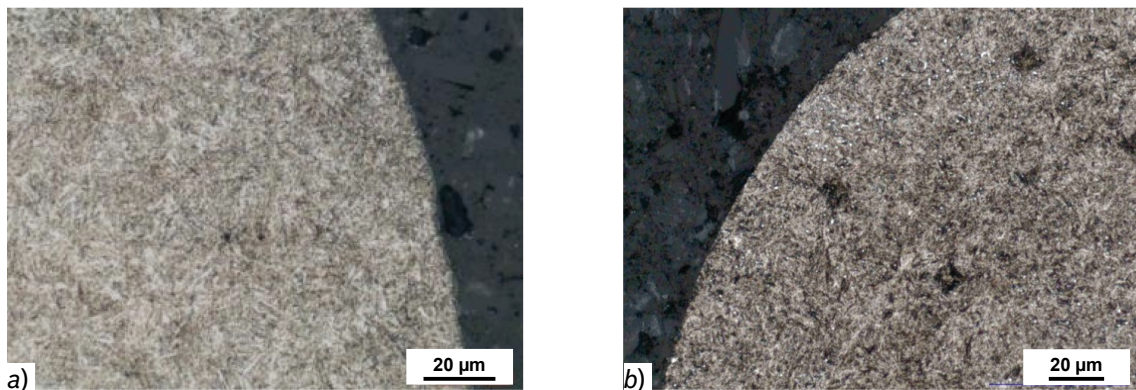


Abb. 4-2: Gefüge der Demonstratoren an der Bohrungsverschneidung in Querrichtung, ermittelt an a) bainitischen bzw. b) martensitischen Prüflingen

Als weiterer Gütemaßstab für die Wärmebehandlung wurden Härtemessungen an den Querschliffen im Bereich der Bohrungsverschneidung durchgeführt. Der Stichprobenumfang lag bei fünf Prüflingen je Wärmebehandlungscharge. Die Kernhärte der bainitischen Demonstratoren lag etwas über, die der martensitischen Demonstratoren im mittleren Bereich der zugehörigen Vorgabe, Tab. 4-3. Die Härtewerte der beiden Wärmebehandlungschargen weisen wie bereits bei den Kerbproben eine geringe Streuung auf.

Tab. 4-3: Kernhärte der Demonstratoren

Wärmebehandlung	Kernhärte in HV10
SOLL	680 ± 35
bainitisch	705 ± 3
SOLL	700 + 100
martensitisch	756 ± 6

Neben der Kernhärte wurde auch der Rand-Kern-Härteverlauf stichprobenartig an den Querschliffen bestimmt. Es konnten keine signifikanten Unterschiede zwischen den Rand- und Kernbereichen festgestellt werden. Die im Randschichtbereich durchgeführte Mikrohärtprüfung zeigte ebenfalls keinerlei Auffälligkeiten. Auch eine Untersuchung mittels Glimmentladungsspektroskopie (engl. Glow Discharge Optical Emission Spectroscopy, GDOES) lieferte keinerlei Anzeichen, die auf eine unzulässige Auf- bzw. Entkohlung der Demonstratoren hinweisen könnte.

4.1.4 Eigenspannungen im unbeanspruchten Zustand

Für die Analyse von Eigenspannungen an den Demonstratoren im Bereich der Bohrungsverschneidung wurden an der Fachhochschule Kaiserslautern röntgenografische Eigenspannungsmessungen an der Bohrungsoberfläche und in der Bauteiltiefe durchgeführt [117]. Um die Zugänglichkeit für die Eigenspannungsanalysen zu ermöglichen, musste je eine Kreuzbohrung entlang einer Bohrung aufgetrennt werden. Es wurde davon ausgegangen, dass sich der Eigenspannungszustand unmittelbar an der Verschneidungskante durch das Auftrennen aber nicht signifikant verändert. Die Messungen am aufgetrennten Demonstrator wurden mit vergleichbaren Einstellungen wie bei den Kerbproben durchgeführt, vgl. Abs. 3.1.5. Der Stichprobenumfang lag bei drei bainitischen und zwei martensitischen Demonstratoren. Die Messung von Oberflächeneigenspannungen erfolgte im Bereich der höchstbeanspruchten Stelle der Demonstratoren, in der Hochdruckbohrung dicht neben der Verschneidungskante. Der Abstand von der Bohrungsverschneidung betrug ca. 0,65 mm. Ermittelt wurde die tangentielle Eigenspannungskomponente senkrecht zur imaginären Rissebene. Die Eigenspannungen an der Bohrungsoberfläche und in der Bauteiltiefe unter 45° sind in Abb. 4-3 dargestellt.

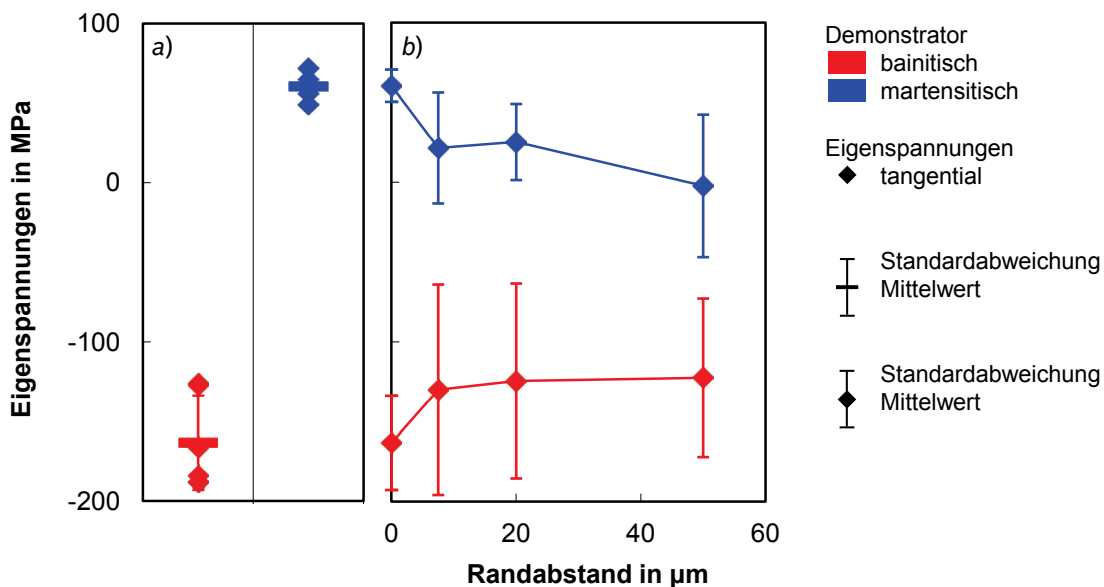


Abb. 4-3: a) Oberflächeneigenspannungen und b) Tiefenverlauf der Eigenspannungen im Bereich der Bohrungsverschneidung (unbeanspruchter Zustand)

Bei der martensitischen Variante liegen im Mittel an der Oberfläche geringe (aus der Wärmebehandlung resultierende) Zugeigenspannungen von 60 MPa vor. Bereits in einer Tiefe von 8 µm kann mit gewissen Schwankungen ein weitgehend eigenspannungsfreier Zustand festgestellt werden. Bei den bainitischen Demonstratoren resultieren aus der Wärmebehandlung hingegen Druckeigenspannungen. An der Oberfläche konnten Druckeigenspannungen von im Mittel 160 MPa ermittelt werden. Im Tiefenverlauf nehmen diese Eigenspannungen etwas ab. Im Abstand von 50 µm liegen noch Druckeigenspannungen von im Mittel 120 MPa vor.

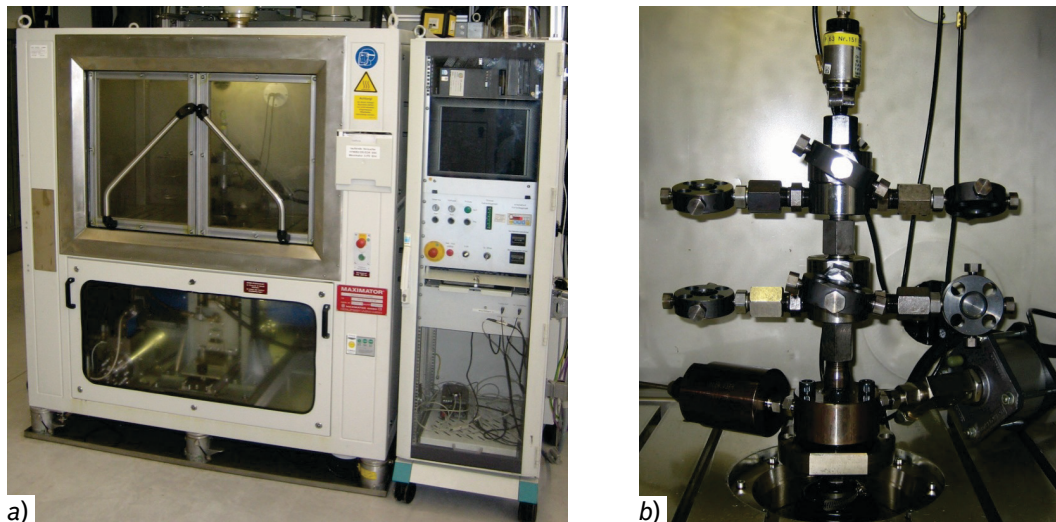


Abb. 4-4: a) Servohydraulischer Innendruckpulsator der Fa. Maximator und b) Druckverteiler mit Prüflingen und Hochdrucksensoren

4.2 Versuchseinrichtung

Die experimentellen Untersuchungen an den Demonstratoren wurden bei RB auf servohydraulischen Innendruckpulsatoren der Fa. Maximator durchgeführt, Abb. 4-4 a). Durch die Verwendung von Druckverteilern mit mehreren Anschlüssen konnten mehrere Prüflinge gleichzeitig erprobt werden, Abb. 4-4 b). Durch die Mehrkomponentenprüfung war es möglich, trotz einer verhältnismäßig geringen Prüffrequenz viele Versuchsergebnisse in einer vertretbaren Versuchszeit zu generieren. Als Prüfmedium wurde das Hydrauliköl Divinol GWA ISO-46 verwendet. Im Rahmen der Betriebsfestigkeitsversuche kam das Programmsystem MARS-2000 der Fa. ATDO als externe Sollwertvorgabe zum Einsatz.

Die Innendruckpulsatoren der Fa. Maximator weisen einen Hoch- und einen Niederdruckbereich auf, die durch einen Druckübersetzer mit einem elektronisch angesteuerten Servoventil gekoppelt sind. Ein Hydraulikaggregat erzeugt im Niederdruckbereich einen konstanten Arbeitsdruck, der über den Druckübersetzer abhängig von der Servoventilstellung zu einem definierten Druckauf- bzw. -abbau im Hochdruckbereich führt. Im Hochdruckbereich selbst sind auf dem Druckverteiler neben den Prüflingen zwei Hochdrucksensoren vom Typ WIKA HP-1 montiert, Abb. 4-4 b). Ein Sensor übernimmt die Regelung und der zweite die Überwachung des Prüfsignals. Die beiden Signale werden hierzu online mittels Rainflow-Zählung klassiert und die ermittelten Werte in einer Datei abgelegt. Falls während der Prüfung eine Abweichung zwischen den beiden Signalen (z. B. aufgrund eines Anlagendefekts) auftritt, wird das System abgeschaltet. Der Innendruckpulsator schaltet ebenfalls ab, sofern aufgrund eines Prüflingsbruchs eine erhöhte Leckagemenge auftritt oder ein in der Prüfkammer angebrachter Nebelsensor ausströmendes Prüföl detektiert.

Die Schwingfestigkeitsuntersuchungen auf den Innendruckpulsatoren wurden im Wesentlichen mit einer mittleren Prüffrequenz von $f = 10$ Hz bzw. $f = 20$ Hz bis zum Bruch der

Prüflinge bzw. bis zum Erreichen der Grenzschwingspielzahl von $N_G = 2 \cdot 10^8$ durchgeführt. Für eine Druckstufe mit Brüchen und Durchläufern ergab sich bei dieser Grenzschwingspielzahl eine mittlere Prüfdauer von mindestens 115 bzw. 230 Tagen. Die lange Prüfzeit zeigte eine wesentliche Schwäche der eingesetzten Prüftechnik auf, die aufgrund deutlich geringerer Versuchszeiten im regulären Pulsbetrieb mit Grenzschwingspielzahlen von $N_G \leq 10^7$ keine Rolle spielen.

So können bei einem Stromausfall bzw. im Notausbetrieb, abhängig von der Position des Druckübersetzers und des Servoventils, Überschwinger weit über die Sollbeanspruchung auftreten. Diese unzulässigen Überschwinger können z. T. von den Hochdrucksensoren nicht mehr detektiert und dokumentiert werden. Folglich konnte nicht in jedem Fehlerfall zweifelsfrei nachgewiesen werden, ob tatsächlich Überschwinger aufgetreten sind und welchen Wert der Maximaldruck gegebenenfalls erreicht hatte. Bei innendruckbelasteten Prüflingen können durch eine einmalige Überlastung nach der Entlastung Druckeigenstressungen eingepreßt werden, wenn lokal die Beanspruchung die Elastizitätsgrenze überschreitet. Da Druckeigenstressungen im Randbereich eine Verzögerung der Rissinitiierung und damit eine Steigerung der Schwingfestigkeit bewirken können, kann die Prüflingscharakteristik durch ein derartiges Ereignis unzulässig verändert werden. Neben einer Schwingfestigkeitssteigerung können die Überlasten aber auch eine Schädigung im Bauteil hervorrufen, da die einmalige Überlast letztlich auch ein sehr großes Schwingenspiel darstellt. Bei der Freigabeerprobung führen diese seltenen Ereignisse deshalb immer grundsätzlich zur Wiederholung des Prüfniveaus mit neuen Prüflingen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit mussten daher die Versuchsergebnisse von Prüflingen, die entsprechend der aufgezeichneten Drucksignale nachweislich einen Überschwinger erfahren haben, als ungültig gewertet werden.

Weiterhin muss beachtet werden, dass die Prüfung der Demonstratoren bedingt durch Anlagenstillstände, z. B. aufgrund von Wartungsarbeiten, immer wieder unterbrochen werden musste. Während dieser Unterbrechungen verblieben die Demonstratoren in der Regel vollständig montiert auf dem mit Hydrauliköl befüllten und verschlossenen Druckverteiler. Vereinzelt mussten die Prüflinge aber auch demontiert werden und waren dadurch der Laborluft ausgesetzt. Mögliche korrosive Angriffe können folglich nicht vollständig ausgeschlossen werden.

Der Nutzen der Versuche kann durch diese Umstände eingeschränkt sein und steht damit nicht in einem ökonomisch sinnvollen Verhältnis zum hohen Versuchsaufwand. Die Mehrkomponentenprüfung kann die geringe Prüffrequenz zwar in einem gewissen Maß ausgleichen, eine sehr lange Prüfzeit für den einzelnen Prüfling bleibt jedoch bestehen. Eine lang andauernde Prüfung ist zwangsläufig immer anfälliger gegenüber seltenen, nicht vorhersehbaren Störungen als eine Kurzprüfung. Die Eignung niederfrequenter Prüftechnik für langlaufende Pulsversuche mit Grenzschwingspielzahlen $N_G > 10^7$ muss daher trotz Mehrkomponentenprüfung hinterfragt werden.

4.3 Versuchsprogramm und -führung

An den Demonstratoren wurden Wöhlerversuche bei einem Lastverhältnis von $R \approx 0$ mit einem konstanten, für alle Druckstufen gleichem, unterem Druckniveau von $p_{min} = 50$ bar durchgeführt. Um wie bei den Versuchen an den Kerbproben den Einfluss der Wärmebehandlung auf das Schwingfestigkeitsverhalten zu untersuchen, wurden Wöhlerlinien mit bainitischen und martensitischen Demonstratoren ermittelt. Ebenfalls mit beiden Prüflingsvarianten wurden Betriebsfestigkeitsversuche durchgeführt, um den Einfluss von variablen Amplituden auf die Lebensdauer zu überprüfen. Die Versuchsreihen wurden bis zu einer Grenzwahrscheinlichkeit von $N_G = 2 \cdot 10^8$ durchgeführt. Um auch den Mittellasteinfluss zu quantifizieren, wurden mit den bainitischen Demonstratoren eine Wöhlerlinie bei einem Lastverhältnis von $R = 0,5$ bis zu einer Grenzwahrscheinlichkeit von $N_G = 10^6$ bestimmt, Abb. 4-5.

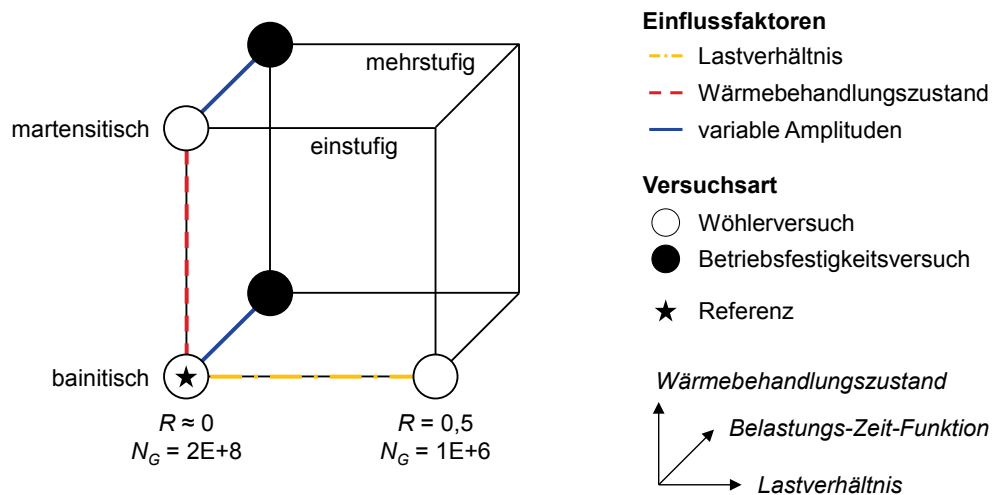


Abb. 4-5: Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuchsreihen an den Demonstratoren

Die Wöhlerversuche wurden mit einer mittleren Prüffrequenz von $f = 20$ Hz und die Betriebsfestigkeitsversuche zugunsten einer höheren Regelgüte mit einer mittleren Prüffrequenz von $f = 10$ Hz durchgeführt. Für die Betriebsfestigkeitsversuche wurde ein für CR-Applikationen typisches Belastungskollektiv von RB herangezogen, Abb. 4-6. Das Lastkollektiv beinhaltet neben repräsentativen Fahrten im Stadt-, Überland- und Autobahnbetrieb auch Motorkaltstarts und Start-Stopp-Zyklen. Die verwendete Lastfolge entsprach somit im Wesentlichen der aus dem Aif/FVV Forschungsvorhaben Autofrettage [126, 127, 128] bekannten synthetischen Lastfolge CORAL (engl. Common RAil Load Sequence).

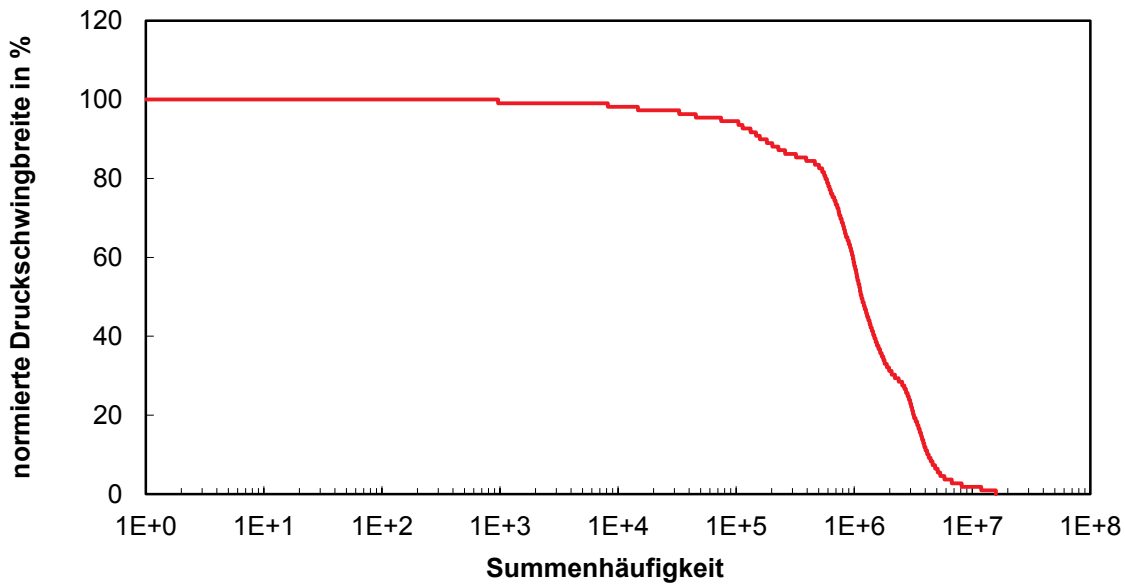


Abb. 4-6: Lastkollektiv für die Betriebsfestigkeitsversuche an den Demonstratoren

4.4 Statistische Methoden zur Auswertung der Versuchsdaten

Da im Anschluss an die Schwingfestigkeitsversuche alle Demonstratoren fraktografisch untersucht wurden, konnte jedem Versuchspunkt auch ein konkreter Ausfallmechanismus entsprechend Abb. 3-18 zugeordnet werden. Dabei zeigte sich, dass bei den bauteilnahen Prüflingen im Gegensatz zu den Kerbproben keine strikte Trennung zwischen frühen Oberflächen- und späten Volumenausfällen vorlag. Risse wurden auch bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen an der Oberfläche der Demonstratoren initiiert. Bei der statistischen Auswertung entsprechend der in Abs. 3.4 beschriebenen Methodik wurden diese Ausfälle der Volumenwöhlerlinie zugeordnet, um konservative Schwingfestigkeitskennwerte für das Volumenversagen abzuleiten.

4.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an den bauteilnahen Demonstratoren vorgestellt und im Hinblick auf das zu entwickelnde Absicherungskonzept diskutiert. Ausgehend von der zentralen Wöhlerversuchsreihe mit den bainitischen Demonstratoren bei einem Lastverhältnis von $R \approx 0$ werden die Wöhlerversuchsreihen zum Einfluss der Wärmebehandlung und der Mittellast sowie die Betriebsfestigkeitsversuchsreihen zum Einfluss variabler Amplituden vorgestellt und diskutiert.

4.5.1 Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch

Das Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch wurde in dem für die Dieseleinspritztechnik relevanten Lebensdauerbereich mit bainitischen Demonstratoren untersucht. Die in den Innendruckschwellversuchen ermittelte Wöhlerlinie ist in Abb. 4-7 dargestellt.

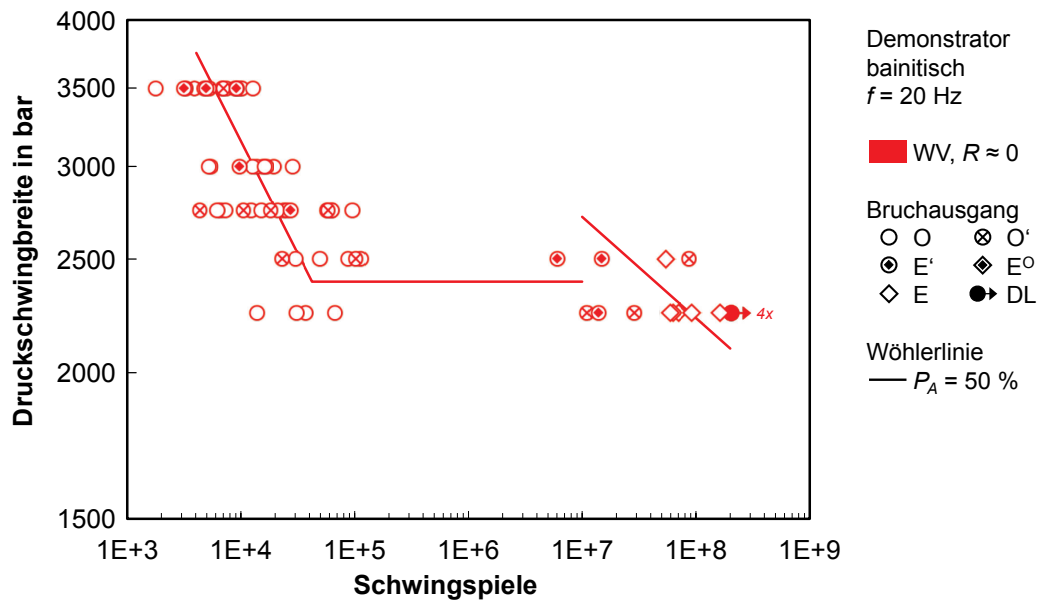


Abb. 4-7: Schwingfestigkeitsverhalten im Wöhlerversuch

Tab. 4-4: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Schwingfestigkeitsverhalten

Δp_D in bar	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$\Delta p_{V,10^7}$ in bar	k_V	$1/T_{N,V}$
2390	5,2	$4,2 \cdot 10^4$	1,20	6,59	2720	11,6	23,28

Wie in den Wöhlerversuchsreihen mit den vergleichbaren bainitischen Kerbproben aus Abs. 3.5.1 ergibt sich für die bauteilnahen Demonstratoren ein zweigeteilter Wöhlerlinienverlauf. Brüche treten in den Wöhlerversuchen zum einen im Schwingspielzahlbereich $10^3 < N < 2 \cdot 10^5$ und zum anderen bei $N > 5 \cdot 10^6$ Schwingspiele auf. Dazwischen befindet sich ein über fast zwei Dekaden ausgeprägter Lebensdauerbereich ohne Ausfälle. Wie bei den Wöhlerversuchen mit den Kerbproben wurden Ermüdungsrisse bei geringen Bruchschwingspielzahlen an der Oberfläche initiiert. Im Gegensatz zu den Kerbproben traten bei den Demonstratoren bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen neben den Ausfällen im Werkstoffvolumen aber vermehrt auch Brüche an der Oberfläche auf. Wie die Kennwerte der statistischen Auswertung in Tab. 4-4 zeigen, ist die Oberflächenwöhlerlinie, wie bereits aus den Wöhlerversuchen an den Kerbproben bekannt, bei den für CR-Bauteilen typischen Beanspruchungsverhältnissen durch eine steile Neigung und eine sehr kleine Eckschwingspielzahl gekennzeichnet. Die Wöhlerlinie der VHCF-Ausfälle verläuft ebenfalls flacher und weist eine große Streuspanne in Schwingspielzahlrichtung auf.

Wie die lichtmikroskopischen Aufnahmen typischer Bruchflächen in Abb. 4-8 zeigen, bilden sich sowohl bei den Oberflächen- als auch bei den Volumenausfällen nur sehr kleine Schwingbruchflächen aus. Nahezu die gesamte Bruchfläche wird vom Restgewaltbruch dominiert. Aufgrund der geringen Randabstände der schwingbruchauslösenden Einschlüsse können bei den Demonstratoren wie bereits bei den Kerbproben Oberflächen- und Volumenausfälle nicht mit dem Lichtmikroskop unterschieden werden. Eine Bestimmung der

Bruchursache und genaue Analyse der Bruchmorphologie ist auch hier nur mit dem REM möglich. Wie die REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen in Abb. 4-9 zeigen, konnten bei den an der Oberfläche initiierten Ausfällen bis $N = 2 \cdot 10^5$ Schwingspiele am Bruchausgang vereinzelt fertigungsbedingte Auffälligkeiten (wie z. B. Bohrriefen oder sogenannte ECM-Narben) oder angeschnittene Einschlüsse nachgewiesen werden. Viele Ermüdungsrisse wurden in diesem Schwingspielzahlbereich aber an einer Bohrungsverschneidung ohne Auffälligkeiten initiiert.

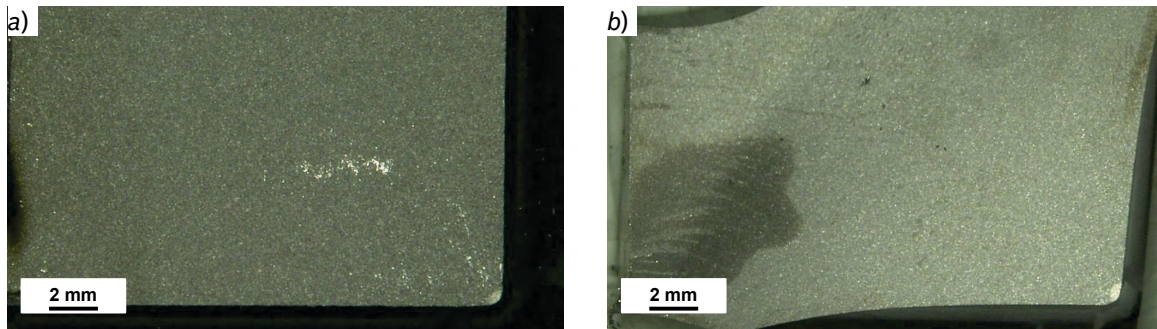


Abb. 4-8: Lichtmikroskopische Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Schwingfestigkeitsverhalten; Bruchausgang a) an der Oberfläche ($\Delta p = 2250$ bar, $N = 3,67 \cdot 10^4$) und b) unter der Oberfläche ($\Delta p = 2250$ bar, $N = 6,29 \cdot 10^8$)

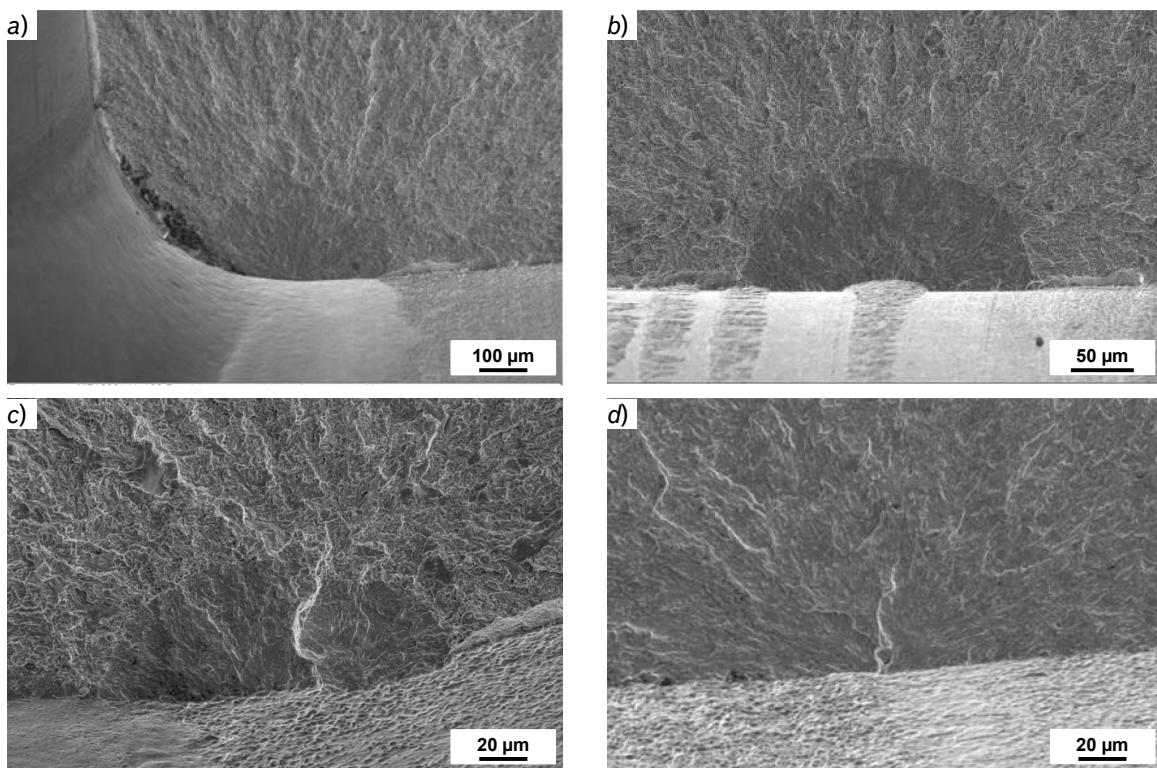


Abb. 4-9: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Schwingfestigkeitsverhalten; Bruchausgang an der Oberfläche a) ohne Auffälligkeit ($\Delta p = 2750$ bar, $N = 2,39 \cdot 10^4$), b) mit Bohrriefen ($\Delta p = 3500$ bar, $N = 3,25 \cdot 10^3$) bzw. c) ECM-Narben ($\Delta p = 3500$ bar, $N = 6,94 \cdot 10^3$) und d) angeschnittenem Einschluss ($\Delta p = 2750$ bar, $N = 2,75 \cdot 10^4$)

Bei den an der Oberfläche ausgefallenen Prüflingen jenseits von $N = 5 \cdot 10^6$ Schwingspiele lag am Schwingbruchausgang hingegen immer mindestens ein Defekt vor. In vielen Fällen überlagerten sich mehrere Fehlstellen. So konnten abgeplatzte Oberflächen oder fertigungsbedingte Auffälligkeiten in Kombination mit angeschnittenen Einschlüssen festgestellt werden, Abb. 4-10. Auffällig war bei diesen Prüflingen auch der z. T. erhebliche Abstand des Schwingbruchausgangs von der spannungsmechanisch höchstbeanspruchten Stelle, Abb. 4-11. Die frühen und späten Ausfälle an der Oberfläche wiesen ansonsten aber keine weiteren systematischen Unterschiede auf, welche die unterschiedlichen Schwingspielzahlbereiche der Ausfälle erklären könnten.

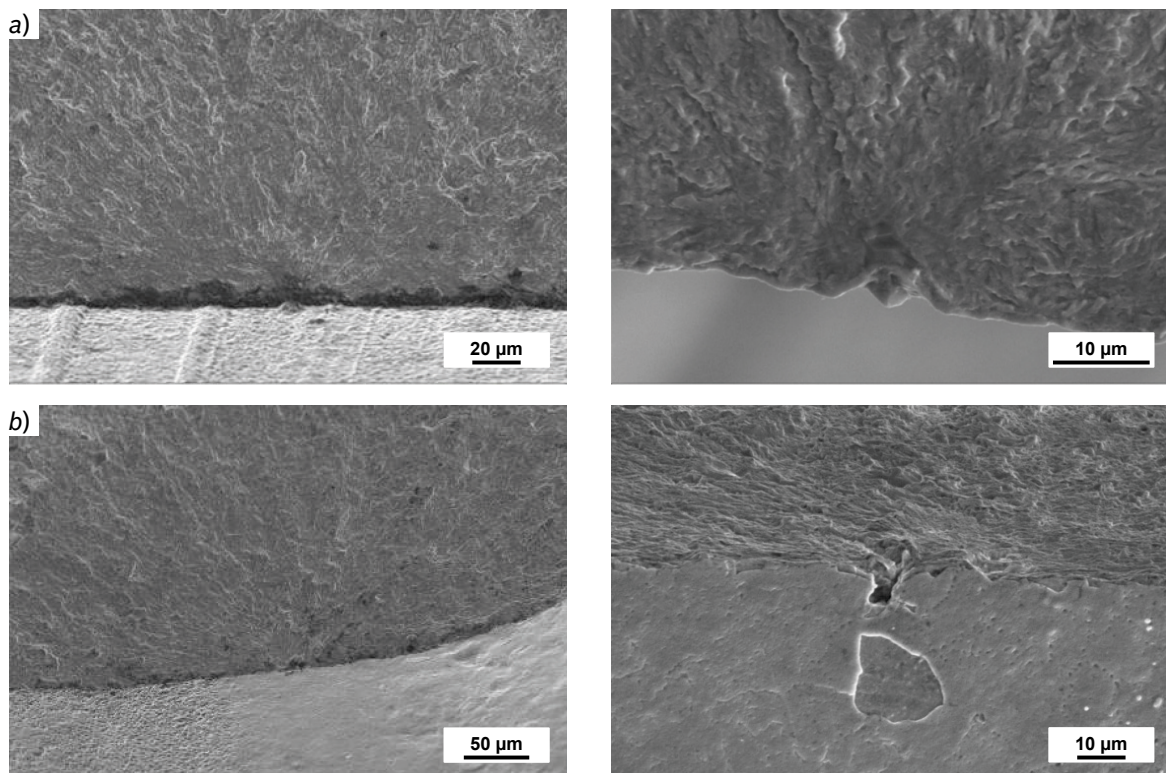


Abb. 4-10: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Schwingfestigkeitsverhalten; Bruchausgang an der Oberfläche mit angeschnittenem Einschluss und a) Bohrriefen sowie ECM-Narben ($\Delta p = 2250 \text{ bar}$, $N = 4,04 \cdot 10^7$) bzw. b) abgeplatzter Oberfläche ($\Delta p = 2250 \text{ bar}$, $N = 1,62 \cdot 10^8$)

Bei den ausschließlich bei sehr hohen Schwingspielzahlen ($N > 5 \cdot 10^7$) aufgetretenen Ausfällen im Prüflingsvolumen konnte am Bruchausgang stets ein nichtmetallischer Einschluss im fish-eye festgestellt werden, Abb. 4-12. Bei den bruchauslösenden Teilchen handelte es sich entsprechend der EDX-Analyse um Titancarbonitride ($\text{Ti}(\text{C},\text{N})$) oder aber um oxidische Einschlüsse (CaO , Al_2O_3 , MgO). Ausgeprägte ODA konnten nicht festgestellt werden. Dies ist möglicherweise eine Folge der im Vergleich zu den Versuchen an den Kerbproben deutlich geringeren Grenzschnitzspielzahl.

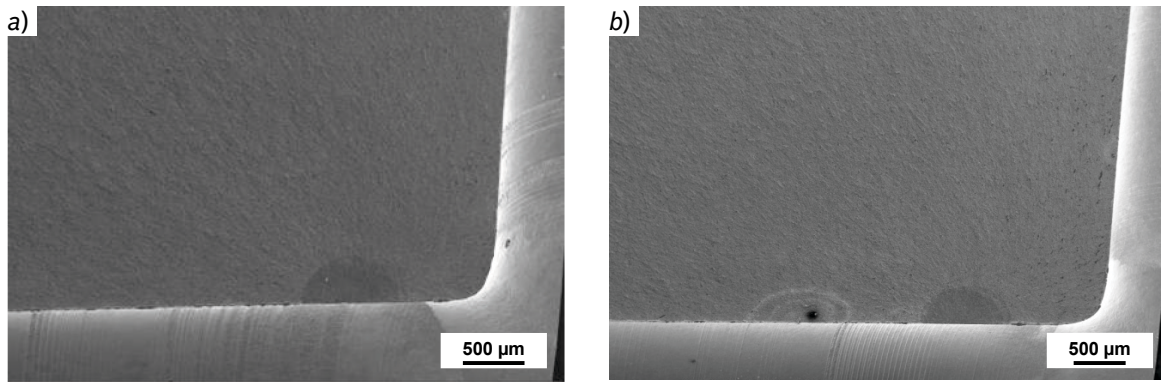


Abb. 4-11: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Schwingfestigkeitsverhalten; Bruchausgang an der Oberfläche a) $\Delta p = 2250$ bar, $N = 2,87 \cdot 10^7$ und b) $\Delta p = 2250$ bar, $N = 4,04 \cdot 10^7$

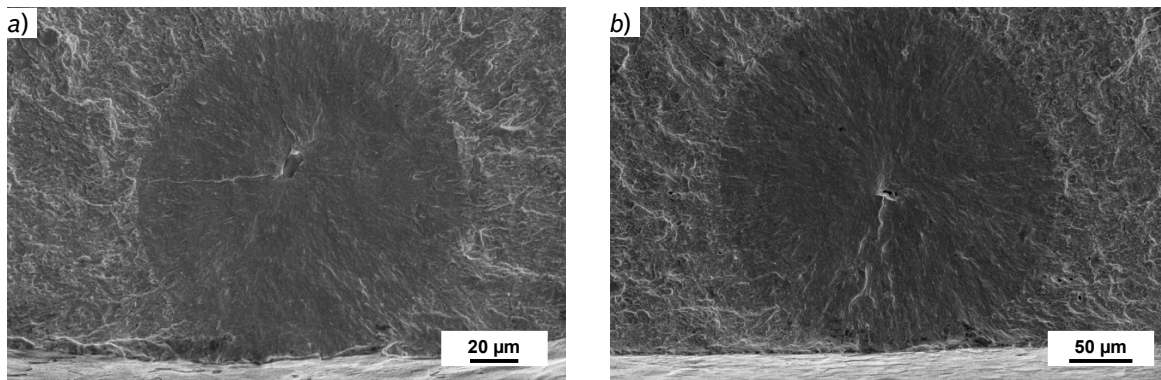


Abb. 4-12: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Schwingfestigkeitsverhalten; Bruchausgang unter der Oberfläche an a) einem nitridischen Einschluss ($\Delta p = 2250$ bar, $N = 5,97 \cdot 10^7$) und b) einem oxidischen Einschluss ($\Delta p = 2250$ bar, $N = 1,63 \cdot 10^8$)

Aufgrund des z. T. erheblichen Abstands der Schwingbruchausgänge von der Bohrungsver-schneidung wurde die nennspannungsbasierte Wöhlerlinie in eine Darstellung mit lokalen Spannungen überführt. Hierzu wurde zunächst mit einer Bügelmessschraube die Lage der Bruchebene an den Bruchstücken des Demonstrators bestimmt. Anschließend wurde im linear-elastischen FE-Modell die ermittelte Bruchebene als Schnittebene gewählt. Die Position des Bruchausgangs in der Bruchebene konnte durch Überlagerung der Schnitt-ebene mit der REM-Aufnahme der Bruchfläche bestimmt und die lokale erste Hauptspan-nung am zugeordneten Knoten abgelesen werden. Die zusätzliche Spannungserhöhung durch die Fehlstelle selbst konnte folglich nicht erfasst werden. Wie Abb. 4-13 zeigt, führen auch geringe lokale Spannungen im VHCF-Schwingspielzahlbereich noch zu Ausfällen an der Oberfläche. Die Charakteristik der Wöhlerlinie bleibt insgesamt aber auch bei der Bewertung mit lokalen Spannungen unverändert.

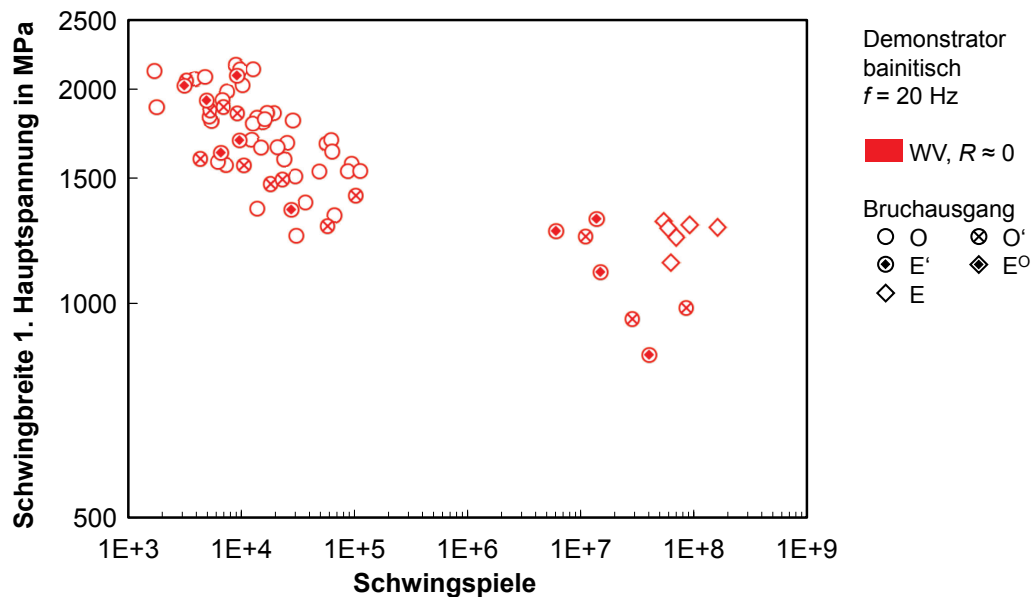


Abb. 4-13: Wöhlerversuche zum Schwingfestigkeitsverhalten in lokalen Spannungen

Die Ergebnisse der Untersuchungen an den Kerbproben können durch die Wöhlerversuche am innendruckbelasteten Demonstrator nur mit Einschränkungen bestätigt werden. Ausfälle an der Oberfläche traten in den Wöhlerversuchen an den Kerbproben jenseits von $N = 10^6$ Schwingspiele nur sehr vereinzelt oder überhaupt nicht auf. Bei den Kerbproben dominieren in diesen Lebensdauerbereich Ausfälle im Werkstoffvolumen die Wöhlerlinien. Dies ist bei den bainitischen Demonstratoren nicht der Fall. Ausfälle an und unter der Oberfläche treten im VHCF-Schwingspielzahlbereich nebeneinander auf. Der Übergang zwischen den frühen und späten Oberflächenausfällen ist diskontinuierlich und nicht wie in den Untersuchungen von AKINIWA *et al.* [52] und MAYER *et al.* [53] stetig, vgl. Abb. 2-11 und Abb. 2-12. Während die frühen Oberflächenausfälle im Übergangsbereich an einer quasi defektfreien Oberfläche initiiert wurden, sind die späten Oberflächenausfälle mit einer oder mehreren überlagerten Fehlstellen verbunden. Auch geringe lokale Spannungen führen bei VHCF-Schwingspielzahlen an der Oberfläche noch zu Ausfällen.

Demnach müssen unterschiedliche Mechanismen das frühe und späte Oberflächenversagen begründen. Da auch im Hydrauliköl geringe Wasseranteile vorhanden sind und die Prüflinge während den Stillstandszeiten teilweise der Laborluft ausgesetzt waren, könnte eine Schwingungsriss- bzw. Stillstandskorrosion die Ausfälle erklären. Allerdings konnten auf den Schwingbruchflächen keine Anzeichen für einen korrosiven Angriff festgestellt werden. Auch fehlen Anzeichen für ein Stadium-I-Risswachstum und damit Indikatoren, die das späte Versagen an der Oberfläche mit dem von MAYER *et al.* in VHCF-Untersuchungen an geschliffenen Werkstoffproben [53] vermuteten langsamen Kurzrissswachstum begründen könnten.

Aufgrund der in Abs. 4.2 beschriebenen Randbedingungen der Prüftechnik bleibt deshalb offen, ob Anlageneffekte das von den Versuchen an den Kerbproben zu unterscheidende Schwingfestigkeitsverhalten begünstigen könnten. Da diese Effekte aber im Lebensdauerbereich bis $N = 10^6$ Schwingspiele nicht aufgetreten sind, liegen letztlich nur in diesem Schwingspielzahlbereich belastbare Versuchsergebnisse vor. Das Schwingfestigkeitsverhalten ist in diesem Bereich bei den Demonstratoren und Kerbproben grundsätzlich vergleichbar. Für die Ableitung des Absicherungskonzepts werden die späten Oberflächenausfälle deshalb vorerst nicht berücksichtigt. Es muss in weiterführenden Arbeiten untersucht werden, ob es sich bei diesem Ausfallbild tatsächlich um ein relevantes Ermüdungsphänomen handelt.

4.5.2 Einfluss der Wärmebehandlung

Um wie bereits bei den Versuchen an den Kerbproben den Einfluss der beiden bei RB für CR-Bauteile aus 100Cr6 eingesetzten Wärmebehandlungsverfahren auf die Schwingfestigkeit zu untersuchen, wurden auf servohydraulischen Innendruckpulsatoren Wöhlerversuche bei einem Lastverhältnis von $R \approx 0$ mit martensitischen Demonstratoren durchgeführt. Die Ergebnisse werden in Abb. 4-14 und in Tab. 4-5 der Referenzversuchsreihe mit den bainitischen Demonstratoren aus dem vorangegangenen Abschnitt gegenübergestellt.

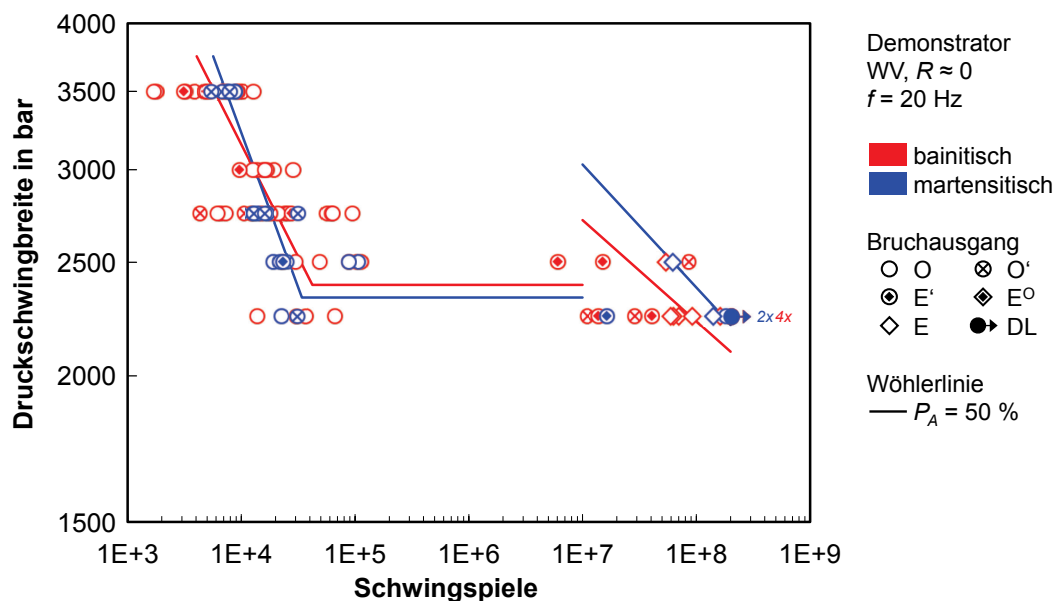


Abb. 4-14: Einfluss der Wärmebehandlung im Wöhlerversuch

Tab. 4-5: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss der Wärmebehandlung

Wärmebehandlung	Δp_D in bar	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$\Delta p_{V,10^7}$ in bar	k_V	$1/T_{N,V}$
bainitisch	2390	5,2	$4,2 \cdot 10^4$	1,20	6,59	2720	11,6	23,28
martensitisch	2330	3,8	$3,4 \cdot 10^4$	1,17	3,44	3030	9,5	25,00

Wie bereits in der Wöhlerversuchsreihe mit den bainitischen Demonstratoren ergibt sich in der Wöhlerversuchsreihe mit den martensitischen Prüflingen eine zweigeteilte Wöhlerlinie. Die fraktografischen Untersuchungen mit dem REM belegen, dass auch bei den martensitischen Demonstratoren Ermüdungsrisse bei geringen Schwingspielzahlen ($N < 2 \cdot 10^5$) ausnahmslos an der Oberfläche der Prüflinge initiiert werden. Ursächlich für die Rissinitiierung sind insbesondere fertigungsbedingte Auffälligkeiten und angeschnittene Einschlüsse. Schwingbrüche werden aber auch an defektfreien Oberflächen initiiert. Infolge des geringen Stichprobenumfangs liegen bei den martensitischen Demonstratoren jenseits von $N = 10^7$ Schwingspiele nur wenige Versuchsdaten vor. Bei den in diesem Schwingzahlbereich gebrochenen Prüflingen konnte am Schwingbruchausgang ein Einschluss unterhalb der Oberfläche im Werkstoffvolumen oder aber ein an der Oberfläche angeschnittener Einschluss nachgewiesen werden. In Abb. 4-15 sind exemplarisch REM-Aufnahmen entsprechender Bruchflächen dargestellt.

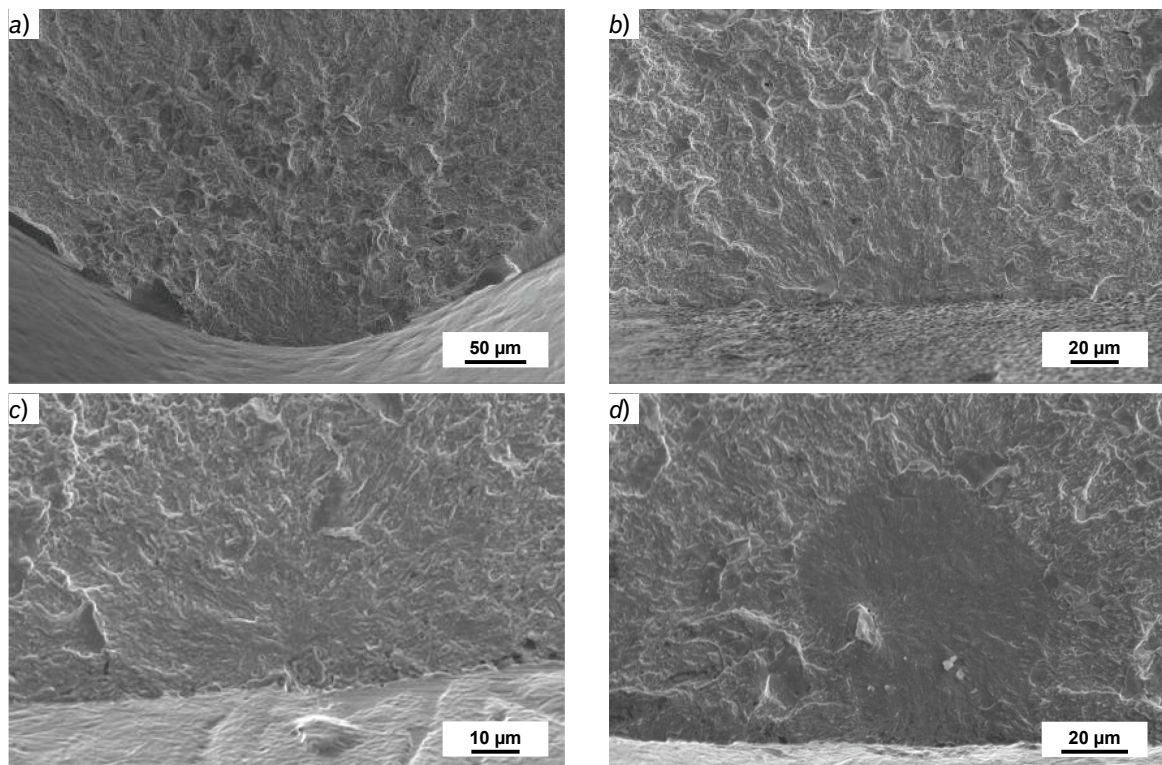


Abb. 4-15: REM-Aufnahmen typischer Bruchflächen aus den Wöhlerversuchen zum Einfluss der Wärmebehandlung; Bruchausgang an der Oberfläche a) ohne Auffälligkeit ($\Delta p = 2750$ bar, $N = 1,39 \cdot 10^4$) bzw. mit b) ECM-Narben ($\Delta p = 2750$ bar, $N = 3,14 \cdot 10^4$) und c) angeschnittenem Einschluss ($\Delta p = 2250$ bar, $N = 1,65 \cdot 10^7$) sowie d) an einem Einschluss unter der Oberfläche ($\Delta p = 2500$ bar, $N = 6,24 \cdot 10^7$)

Unterschiede in den schwingspielzahlabhängigen Ausfallursachen konnten zwischen den bainitischen und den martensitischen Prüflingen nicht festgestellt werden. Auch unterscheiden sich die aus den beiden Wöhlerversuchsreihen resultierenden Schwingfestigkeitsparameter nur unwesentlich. Die Bruchschwingspielzahlen der martensitischen Demonstratoren liegen im untersuchten Lebensdauerbereich im entsprechenden Streuband der bainitischen Prüflinge. Die Dauerfestigkeiten sind im Gegensatz zum Ergebnis bei den Versuchsreihen an den Kerbproben aus Abs. 3.5.2 nicht signifikant verschieden. Aufgrund des geringen Stichprobenumfangs bei den martensitischen Prüflingen kann anhand der vorliegenden Versuchsergebnisse nur vermutet werden, dass sich auch jenseits von $N = 10^7$ Schwingspiele das Ermüdungsverhalten und die daraus resultierenden Schwingfestigkeitsparameter bei den Demonstratoren nicht wesentlich unterscheiden. Bei den Kerbproben konnte dagegen auch in diesem Lebensdauerbereich ein deutlicher Schwingfestigkeitsunterschied beobachtet werden, vgl. Abs. 3.5.2.

Bei den Kerbproben wurden die Unterschiede in den Schwingfestigkeiten auf die unterschiedliche Randhärte und Eigenspannungstiefenverläufen der Prüflinge zurückgeführt, vgl. Abs. 3.5.2. Auch bei den Demonstratoren konnten im Rahmen der Probencharakterisierung unterschiedliche Härtewerte und ein unterschiedlich ausgeprägter Eigenspannungszustand festgestellt werden, vgl. Abs. 4.1. Die Unterschiede fallen aber deutlich geringer aus als bei den Schwingproben. Die Eigenspannungen unterscheiden sich bei den Demonstratoren an der Oberfläche und im Volumen. Bei den Kerbproben konnten wesentliche Unterschiede im Tiefenverlauf festgestellt werden. Aufgrund von Druckeigenspannungen im ermüdungskritischen Randbereich wird bei den bainitischen Demonstratoren lokal das Spannungsverhältnis herabgesetzt. Eine höhere Schwingfestigkeit kann ertragen werden. Bei den martensitischen Demonstratoren führen hingegen leichte Zugeigenspannungen im Randbereich lokal zu einem erhöhten effektiven Spannungsverhältnis. Die ertragbare Schwingbelastung wird reduziert. Gleichzeitig weisen die martensitischen Demonstratoren aber eine etwas höhere Härte als die bainitischen Prüflinge auf, was zu einer höheren intrinsischen Schwingfestigkeit führt, vgl. Gl. (2-11). Bedingt durch die geringen Unterschiede in der Härte und im Eigenspannungszustand ergeben sich aus den beschriebenen gegenläufigen Effekten für beide Demonstratorvarianten vergleichbare Schwingfestigkeiten.

4.5.3 Einfluss der Mittellast

Zur Bewertung des Mittellasteinflusses wurden mit den bainitischen Demonstratoren ergänzend zur Wöhlerversuchsreihe beim Lastverhältnis $R \approx 0$ aus Abs. 4.5.1 Wöhlerversuche beim Lastverhältnis $R = 0,5$ bis zu einer Grenzschningspielzahl von $N_G = 10^6$ durchgeführt, Abb. 4-16 und Tab. 4-6.

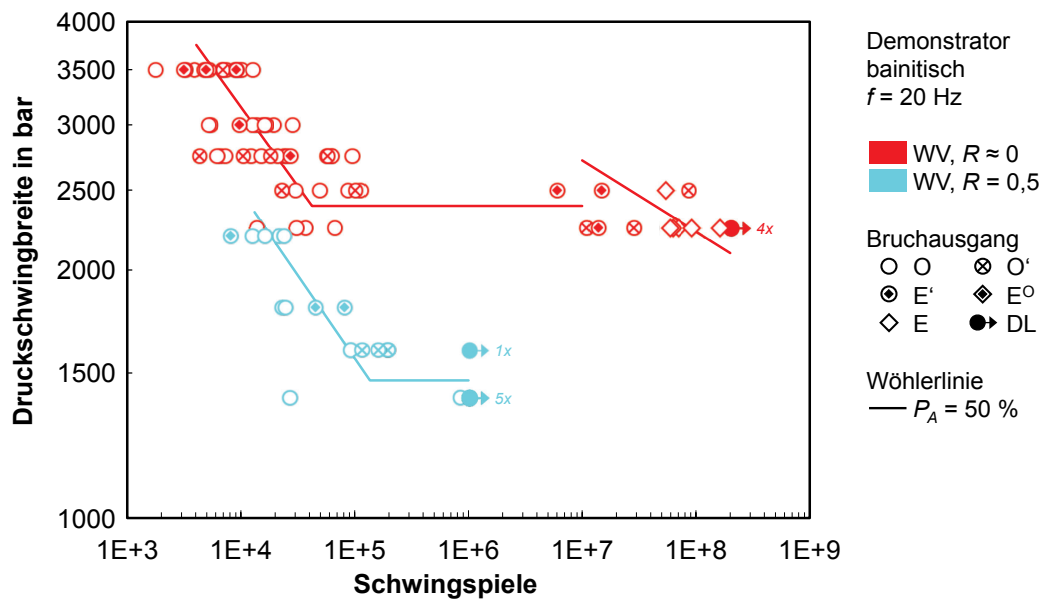


Abb. 4-16: Einfluss der Mittellast im Wöhlerversuch

Tab. 4-6: Kenndaten der Wöhlerversuche zum Einfluss der Mittellast

Last- verhältnis	Δp_D in bar	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$\Delta p_{V,10^7}$ in bar	k_V	$1/T_{N,V}$
0	2390	5,2	$4,2 \cdot 10^4$	1,20	6,59	2720	11,6	23,28
0,5	1470	5,0	$1,4 \cdot 10^5$	1,23	6,88	-	-	-

Im untersuchten Schwingenspielzahlbereich erfolgte die Rissinitiierung in den Wöhlerversuchen beim Lastverhältnis $R = 0,5$ ausnahmslos an der Oberfläche im Bereich der Bohrungsverschneidung. Unterschiede in den Ausfallursachen und -bildern konnten gegenüber den Prüflingen aus den Wöhlerversuchen beim Lastverhältnis $R = 0,1$, die im selben Lebensdauerbereich ausgefallen sind, nicht festgestellt werden. Auch die Neigung und die Streuspannen der Wöhlerlinien sind vergleichbar. Neben einer erhöhten Eckschwingenspielzahl weist die Wöhlerlinie beim Lastverhältnis $R = 0,5$ gegenüber der Wöhlerlinie bei quasi reiner Zugschwellbelastung erwartungsgemäß eine deutlich geringere dauerfest ertragbare Schwingbelastung auf.

Zur quantitativen Bewertung des Mittellasteinflusses wurden die Dauerfestigkeiten aus Tab. 4-6 in ein Haigh-Diagramm eingetragen und unter Annahme einer linearen Abhängigkeit von der Mittellast ausgewertet, Abb. 4-17. Für die Mittelspannungsempfindlichkeit folgt $M = 0,46$. Die Mittelspannungsempfindlichkeit für Oberflächenausfälle fällt somit an den innendruckbelasteten Demonstratoren etwas geringer aus als an den Kerbproben. Unter Berücksichtigung der Versuchsstreuungen sind diese Unterschiede jedoch vernachlässigbar.

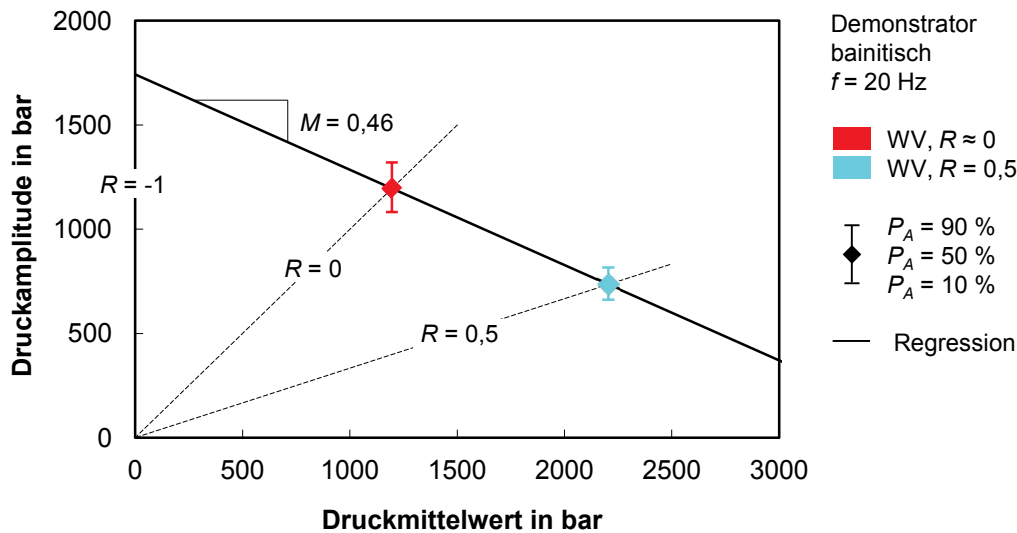


Abb. 4-17: Einfluss der Mittellast im Haigh-Diagramm

4.5.4 Einfluss von variablen Amplituden

Der Einfluss von variablen Amplituden auf die Schwingfestigkeit wurde in Betriebsfestigkeitsversuchen mit bainitischen und martensitischen Demonstratoren untersucht. Die Innendruckpulsatoren erlauben es im Gegensatz zur Ultraschallschwingprüfmaschine, eine Zufallslastfolge mit variabler Mittellast nachzufahren. Für die Betriebsfestigkeitsversuche an den Demonstratoren konnte folglich ein für innendruckbelastete CR-Bauteile typisches Belastungskollektiv herangezogen werden, vgl. Abs. 4.3. Der Umfang dieser Lastfolge betrug ca. 3500 Schwingspiele. Somit war es gegenüber den Betriebsfestigkeitsversuchen an den Kerbproben aus Abs. 3.5.7 möglich, Gassnerlinien für Oberflächenausfälle zu ermitteln. Aufgrund der geringeren Grenzschiwingspielzahl traten in den Betriebsfestigkeitsversuchen an den Demonstratoren keine Ausfälle im Bauteilvolumen auf. Folglich fehlen Ergebnisse für die Gassnerlinien der Volumenausfälle. Die Gassnerlinie aus der Betriebsfestigkeitsversuchsreihe mit den bainitischen Demonstratoren ist in Abb. 4-18 mit der zugehörigen Wöhlerlinie aus Abs. 4.5.1 dargestellt. Abb. 4-19 zeigt die Gassnerlinie der martensitischen Demonstratoren mit der zugehörigen Wöhlerlinie aus Abs. 4.5.2. Die Kenndaten der statistischen Auswertung sind in Tab. 4-7 und Tab. 4-8 angegeben.

Die Schwingbrüche wurden in allen Betriebsfestigkeitsversuchen an der Oberfläche im Bereich der Bohrungsverschneidung initiiert. Die Bruchmorphologie ist vergleichbar zu der bei Einstufenbeanspruchung. Die Gassnerlinien verlaufen jeweils näherungsweise parallel zur zugehörigen Wöhlerlinie. In den Betriebsfestigkeitsversuchen sind die Bruchschwingspielzahlen aber im Mittel etwa eine Dekade höher und unterliegen größeren Streuungen.

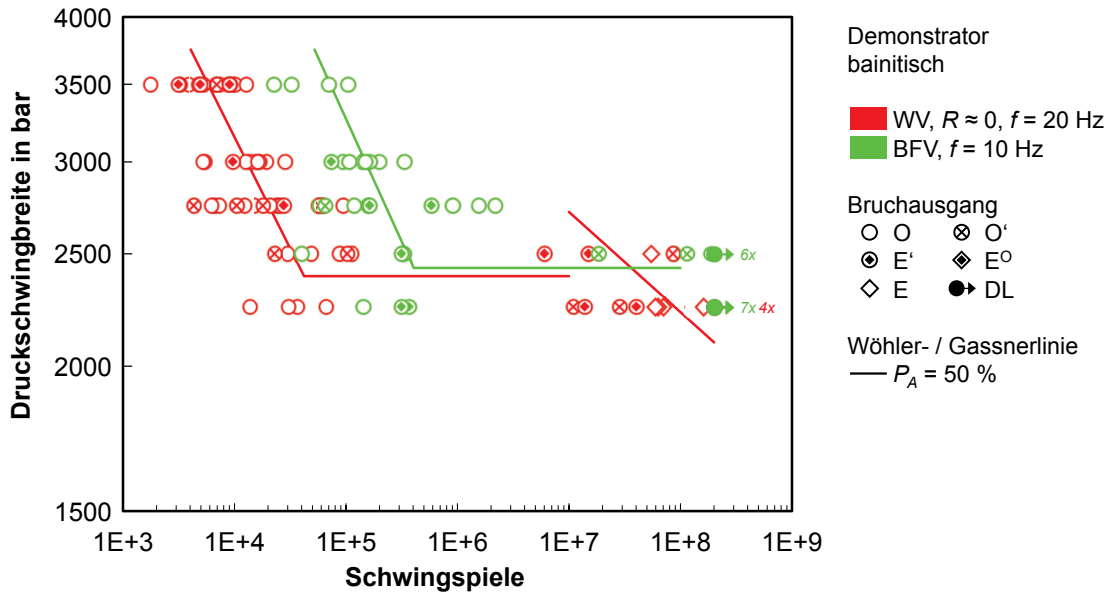


Abb. 4-18: Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am bainitischen Demonstrator

Tab. 4-7: Kenndaten der Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am bainitischen Demonstrator

Versuchsart	Δp_D in bar	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$\Delta p_{V,10^7}$ in bar	k_V	$1/T_{N,V}$
WV	2390	5,2	$4,2 \cdot 10^4$	1,20	6,59	2720	11,6	23,28
BFV	2430	4,7	$4,0 \cdot 10^5$	1,26	22,36	-	-	-

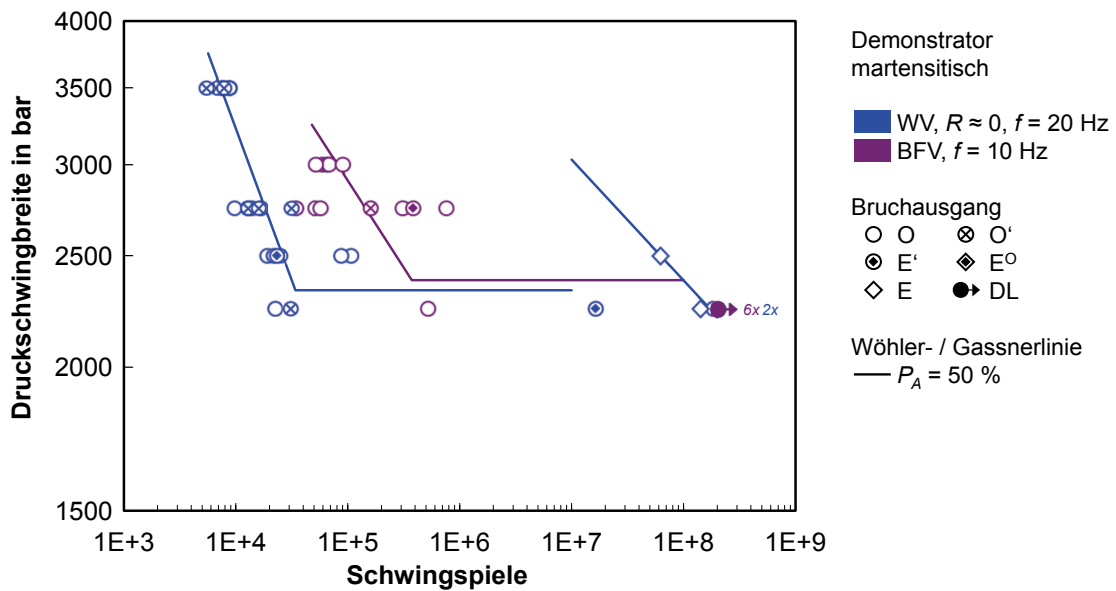


Abb. 4-19: Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am martensitischen Demonstrator

Tab. 4-8: Kenndaten der Wöhler- und Betriebsfestigkeitsversuche am martensit. Demonstrator

Versuchsart	Δp_D in bar	k	N_E	$1/T_S$	$1/T_N$	$\Delta p_{V,10^7}$ in bar	k_V	$1/T_{N,V}$
WV	2330	3,8	$3,4 \cdot 10^4$	1,17	3,44	3030	9,5	25,00
BFV	2380	6,6	$3,7 \cdot 10^5$	1,38	8,36	-	-	-

Analog zum Vorgehen bei den Probenversuchen wurden tatsächliche Schadenssummen aus den Betriebsfestigkeitsversuchen an den Demonstratoren abgeleitet. Zur Berechnung der Schadenssummen wurden alle Prüflinge mit Bruchschwingenspielzahlen $\bar{N} \leq 10^7$ herangezogen. Für die Schädigungsrechnungen wurden die Wöhlerlinien unterhalb der Dauerfestigkeit entsprechend der elementaren Miner-Modifikation fortgesetzt, damit die rechnerischen Gassnerlinien im gesamten Lastbereich parallel zu den Wöhlerlinien verlaufen. Da das verwendete Lastkollektiv ein variables Lastverhältnis aufwies, mussten die einzelnen Beanspruchungszyklen zusätzlich mittels Amplitudentransformation auf das Lastverhältnis $R = 0$ der Wöhlerlinie angepasst werden. Hierzu wurde in Anlehnung an die experimentellen Ergebnisse aus Abs. 3.5.5 und Abs. 4.5.3 eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0,5$ angesetzt. Für alle ausgefallenen Demonstratoren wurden über lineare Schadensakkumulationsrechnungen die rechnerischen Bruchschwingenspielzahlen bestimmt. Für jeden einzelnen Prüfling konnte aus dem Verhältnis der rechnerischen und der im Betriebsfestigkeitsversuch ermittelten Bruchschwingenspielzahl auf diese Weise die tatsächliche Schadenssumme berechnet werden. Die tatsächliche mittlere Schadenssumme wurde anschließend aus dem logarithmischen Mittelwert dieser Schadenssummen für die bainitischen und die martensitischen Demonstratoren bestimmt. Da sich nahezu identische Schadenssummen für die beiden Demonstratorvarianten ergaben, wurde auch eine gemeinsame mittlere tatsächliche Schadenssumme berechnet, Tab. 4-9. Die mittleren tatsächlichen Schadenssummen sind deutlich größer als die in der FKM-Richtlinie für nichtgeschweißte Bauteile aus Stahl empfohlene Minersumme von $D = 0,3$ und größer als der theoretische Wert $D = 1$.

Tab. 4-9: Mittlere tatsächliche Schadenssummen aus den Betriebsfestigkeitsversuchen

Wärmebehandlung	D_{tat}	$1/T_D$
bainitisch	1,68	13,09
martensitisch	1,65	9,76
bainitisch + martensitisch	1,67	14,40

Die an den Demonstratoren für das Oberflächenversagen ermittelten tatsächlichen mittleren Schadenssummen sind damit auch deutlich größer, als die in Abs. 3.5.6 an den Kerbproben für Volumenversagen abgeleiteten Schadenssummen. Da die Betriebsfestigkeitsversuche an den Kerbproben mit einem geblockten Gausskollektiv sowie konstanter Mittelspannung und die Betriebsfestigkeitsversuche an den Demonstratoren mit einer aus einem CR-Kollektiv abgeleiteten Zufallslastfolge mit variabler Mittellast gefahren wurden, sind die festgestellten Unterschiede nicht ausschließlich auf die verschiedenen Ausfallmechanismen zurückzuführen. Zur Verifikation der Schadenssummen aus Tab. 3-17 und Tab. 4-9 sollten deshalb auch weitere Betriebsfestigkeitsversuche mit möglichst identischen Lastfolgen durchgeführt werden.

5 Ableitung eines Absicherungskonzepts

5.1 Konzept der modularen Bauteilwöhlerlinie

Die rechnerische Lebensdauerprognose verlangt als Eingangsdaten neben der Beanspruchung die Beanspruchbarkeit in Form der Wöhlerlinie. Wie die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit gezeigt haben, können bei hochfesten Stählen neben den Schwingbruchausgängen an der Oberfläche im Bereich hoher Schwingspielzahlen Ermüdungsrisse unterhalb der Oberfläche auftreten. Die Wöhlerlinie kann sich folglich im allgemeinen Fall aus einer Oberflächen- und einer Volumenwöhlerlinie zusammensetzen. Für die zuverlässige Lebensdauerprognose ist eine genaue Kenntnis über den Verlauf dieser zweigeteilten Mechanismenwöhlerlinie zwingend erforderlich. Da die hierzu notwendigen Bauteilwöhlerversuche an CR-Komponenten wirtschaftlich und zuverlässig nur bis zu einer Grenzschwingspielzahl von maximal $N_G = 10^7$ möglich sind, liegen in der Regel nur Informationen über die Oberflächenwöhlerlinie vor. Aufgrund von fertigungs- bzw. werkstofftechnischen Schwankungen und den damit verbundenen z. T. deutlichen Streuungen können aber selbst die aus diesen Versuchen abgeleiteten Schwingfestigkeitskennwerte mit gewissen Unsicherheiten verbunden sein. Mit dem Konzept der modularen Bauteilwöhlerlinie wird nachfolgend eine Methode vorgeschlagen, die es ermöglicht, die vollständige Mechanismenwöhlerlinie von CR-Komponenten aus dem Werkstoff 100Cr6 anhand einzelner Bausteine zuverlässig abzuschätzen.

5.1.1 Ermittlung der Oberflächenwöhlerlinie

Zur vollständigen Beschreibung der Oberflächenwöhlerlinie eines innendruckbelasteten CR-Bauteils müssen im Bereich der Zeitfestigkeit die Neigung k , die Eckschwingspielzahl N_E sowie die Streuspanne $1/T_N$ und im Bereich der Dauerfestigkeit der Dauerfestigkeitskennwert Δp_D nebst zugehöriger Streuspanne $1/T_S$ bekannt sein, vgl. Abb. 3-19. Diese Kennwerte können bei RB aus Bauteilwöhlerversuchen abgeleitet werden. Da für eine zuverlässige Lebensdauerprognose statistisch abgesicherte Kenngrößen erforderlich sind, sind die Versuchsreihen mit einem großen Stichprobenumfang und somit zwangsläufig auch mit einem hohen Prüfaufwand verbunden. Aus betriebswirtschaftlichen Gründen wird bei der Freigabeerprobung aber eine möglichst kleine Stichprobe angestrebt. Um trotz eines geringen Versuchsumfanges statistisch abgesicherte Versuchsergebnisse zu erzielen, werden nachfolgend statistisch fundierte Kenndaten für das klassische Zeitfestigkeitsgebiet der Wöhlerlinie abgeleitet und eine entsprechende Strategie zur Nutzung dieser Kennwerte bei der Durchführung und Auswertung einer Wöhlerversuchsreihe an CR-Bauteilen vorgeschlagen.

Ableitung einer normierten Wöhlerlinie

Eine breite statistische Absicherung von Zeitfestigkeitsdaten kann mit dem Konzept der normierten Wöhlerlinie erreicht werden. Das Konzept wurde erstmals von HAIBACH [129] auf Schweißverbindungen aus Baustahl angewandt und im Laufe der Zeit soweit verallgemeinert, dass auch eine Anwendung auf gekerbte und ungekerbte Proben bzw. Bauteile aus verschiedensten Werkstoffen möglich ist [130].

Die Grundidee des Konzepts besteht darin, dass mehrere Wöhlerlinien unter definierten Randbedingungen einer gemeinsamen statistischen Auswertung unterzogen werden können. Dies ist möglich, da Wöhlerlinien innerhalb einer Werkstoffgruppe bei ähnlicher Kerbschärfe, vergleichbarer Belastungsart und näherungsweise identischem Spannungsverhältnis im bezogenen Maßstab ein nach Neigung, Breite und Abknickpunkt einheitliches Streuband aufweisen. Die erforderliche Normierung der Wöhlerversuchsdaten erfolgt in seiner ursprünglichen Form auf empirische Weise. Die Wöhlerlinien werden in der doppellogarithmischen Darstellung einzeln auf Transparentblätter aufgetragen, aufeinandergelegt und jedes Blatt solange in Ordinateurichtung verschoben, bis die Versuchspunkte im Zeit- und Dauerfestigkeitsgebiet ein gemeinsames Streuband ergeben. Die normierten Versuchsdaten können anschließend unter Annahme einer einheitlichen Streuspanne für den Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich statistisch ausgewertet werden. Diese Auswertung liefert eine charakteristische Neigung, Eckschwingspielzahl und Streuspanne. Normierte Wöhlerlinien sind in Normen und Richtlinien [5, 22] für diverse Schweißverbindungen sowie für ungekerbte und gekerbte Formelemente aus Baustählen, Edeltählen und Aluminiumlegierungen zu finden. Entsprechend den umfangreichen Untersuchungen von EULITZ [104] stellt das Konzept die beste Abschätzung für den Dauer- und Zeitfestigkeitsbereich von Wöhlerlinien dar [3].

Nachfolgend soll deshalb eine entsprechende normierte Wöhlerlinie für CR-Bauteile aus 100Cr6 abgeleitet werden. Berücksichtigt werden Bauteilversuche bis zu einer Grenzschwingspielzahl von $N_G = 4 \cdot 10^6$. In den einzelnen Innendruckschwellversuchen traten bis zu dieser Grenzschwingspielzahl ausschließlich Bruchausgängen an der Oberfläche oder aber Durchläufer auf. Mit den Innendruckpulsversuchen am Demonstrator lagen insgesamt 28 Wöhlerversuchsreihen mit je 30 bis 70 Prüflingen vor. Es wurden sowohl Wöhlerversuche mit martensitisch als auch bainitisch wärmebehandelten Bauteilen herangezogen. Eine separate Betrachtung der beiden bei RB für Bauteile aus 100Cr6 eingesetzten Wärmebehandlungsverfahren war nicht erforderlich, da die Formparameter und Streuspannen sowie die Eckschwingspielzahlen der Wöhlerlinien aus Abs. 3.5.2 und Abs. 4.5.2 unabhängig vom Wärmebehandlungszustand der Prüflinge waren. In Summe konnte auf diese Weise auf eine Datenbasis von 1161 Prüflingen, davon 578 Brüche und 583 Durchläufer, zurückgegriffen werden. Folglich liegt eine ausreichend große statistische Basis für die Ableitung absicherungsrelevanter Kennwerte vor.

Die Normierung dieser Daten kann aufgrund des großen Umfangs an Versuchsreihen nicht wie von HAIBACH beschrieben mit Hilfe von Transparentblättern erfolgen. Darüber hinaus verlangt die statistische Auswertung im ursprünglichen Konzept ausschließlich Versuchsreihen, bei denen das Treppenstufenverfahren und nicht das bei innendruckbelasteten Bauteilen übliche Probitverfahren zur Anwendung kam. Auch wurde davon abgesehen, die einzelnen Versuchsreihen auf die individuelle Dauerfestigkeit zu normieren, da sich Fehleinschätzungen bei einzelnen Dauerfestigkeiten, wie sie aufgrund des z. T. geringen Stichprobenumfangs möglich sind, erheblich auf die Güte der Normierung auswirken können. Die Normierung der einzelnen Versuchsreihen wird stattdessen in die statistische Auswertung der normierten Wöhlerlinie integriert. Hierzu werden die Likelihood-Funktionen aus Gl. (3-10) und Gl. (3-14) um die Normierungsgrößen $\Delta p_1^* \dots \Delta p_h^*$ der Versuchsreihe 1 bis h ergänzt und für den logarithmierten Mittelwert der Dauerfestigkeit im bezogenen Maßstab $m_D = 0$ gesetzt. Somit folgt eine mittlere normierte Dauerfestigkeit von eins. Der Parametersatz \vec{q}_D für den normierten Dauerfestigkeitsbereich lautet:

$$\vec{q}_D = (\Delta p_1^* \dots \Delta p_h^*, s_D) \quad (5-1)$$

Für den Parametersatz \vec{q}_Z der Likelihood-Funktion im Bereich der normierten Zeitfestigkeit folgt entsprechend:

$$\vec{q}_Z = (\Delta p_1^* \dots \Delta p_h^*, m_Z, s_Z, k) \quad (5-2)$$

Die Suche nach den Parametern, die diese beiden Likelihood-Funktionen maximieren, kann nicht unabhängig voneinander durchgeführt werden. Da die Versuchspunkte im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich durch die Normierung in optimaler Weise zusammenfallen müssen, hat die Optimierung beider Gleichungen gemeinsam zu erfolgen. Im Rahmen der Optimierung muss das vertikale Zusammenschieben der Versuchsreihen, die Transformation der Zeitfestigkeitsdaten auf ein Ersatzniveau und das Anpassen der Verteilungsdichtefunktionen für das normierte Zeit- und Dauerfestigkeitsgebiet deshalb gleichzeitig durchgeführt werden. Die einzelnen Parameter werden dabei so angepasst, dass die beiden Likelihood-Funktionen ein gemeinsames Maximum annehmen. Die Standardabweichungen s_D in Gl. (5-1) und s_Z in Gl. (5-2) werden über den Zusammenhang der Streuspannen $1/T_S$ und $1/T_S'$ nach Gl. (3-18) verknüpft, um wie im ursprünglichen Verfahren einheitliche Streuspannen für den Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich zu erhalten. Um zudem die Robustheit der abzuleitenden Kenndaten gegenüber einer Neubewertung zu erhöhen, werden für die Eckschwingspielzahl nur ganzzahlige Vielfache von 10^4 und für die Neigung nur natürliche Zahlen zugelassen. Es soll damit sichergestellt werden, dass sich die Parameter der normierten Wöhlerlinie aufgrund weiterer Versuchsreihen und einer somit vergrößerten Versuchsdatenbasis nicht zwingend ändern werden. In Abb. 5-1 ist die mit dem entwickelten Verfahren abgeleitete normierte Wöhlerlinie dargestellt.

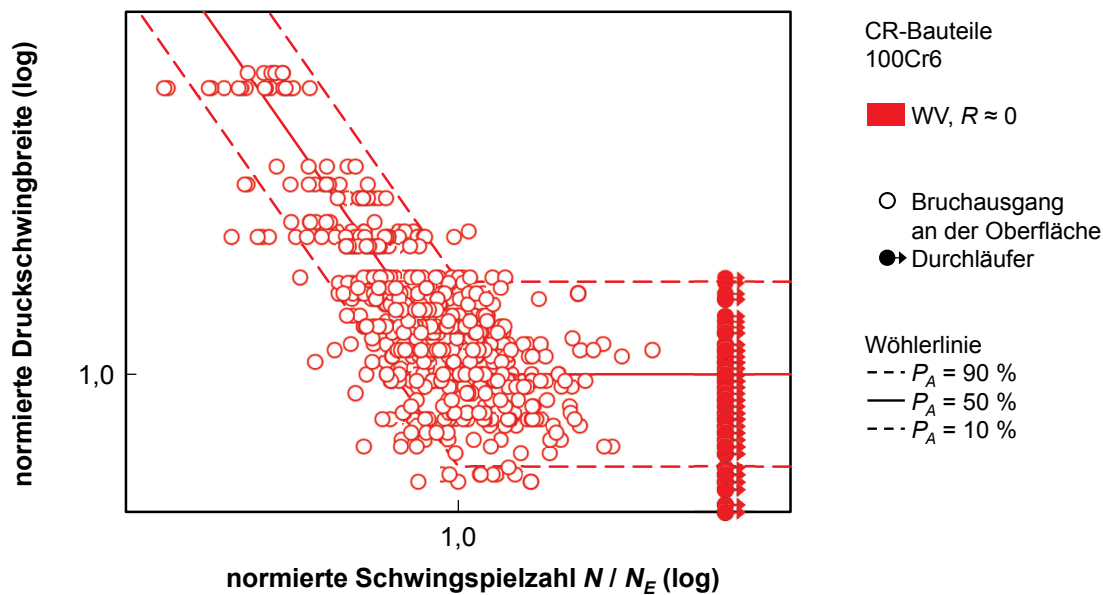


Abb. 5-1: Normierte Wöhlerlinie für CR-Bauteile aus 100Cr6, Bruchausgänge an der Oberfläche

Im Vergleich zur Eckschwingzahl, die in der FKM-Richtlinie [5] für nichtgeschweißte Bauteile unter Normalspannung mit $N_E = 10^6$ angegeben ist, fällt der für innendruckbelastete CR-Bauteile aus 100Cr6 ermittelte Kennwert deutlich kleiner aus. Die Neigung der normierten Wöhlerlinie stimmt hingegen mit dem Neigungsexponent $k = 5$ der FKM-Richtlinie nahezu überein.

Ableitung eines Prüf- und Auswerteverfahrens für CR-Bauteile

Die Kennwerte normierter Wöhlerlinien werden insbesondere zur Lebensdauerbewertung herangezogen, wenn experimentelle Daten nicht vorliegen. Werden Wöhlerversuche durchgeführt, so wird beim Ermüdungsnachweis meist auf die experimentell bestimmten Kenndaten zurückgegriffen. Da sich die ermittelten Zeitfestigkeitsparameter aber in der Regel nicht aus werkstoffmechanischen, sondern nur aus statistischen Gründen von denen der normierten Wöhlerlinie unterscheiden, sollten grundsätzlich normierte Kenngrößen (sofern vorhanden) verwendet werden. Dies erhöht einerseits die statistische Belastbarkeit der Wöhlerlinie und damit auch die Konfidenz der Lebensdauerprognose. Die Verwendung fester Werte für k und N_E ermöglicht es andererseits, den Stichprobenumfang in einer Wöhlerversuchsreihe zu reduzieren, ohne dass dabei der Informationsgehalt geschmälert wird. Nachfolgend wird eine entsprechende Versuchsführung zur Ermittlung von Wöhlerlinien vorgeschlagen.

Da mit den normierten Kenngrößen k_{NW} und $N_{E,NW}$ bereits der Form- und ein Lageparameter der Wöhlerlinie bekannt sind, muss durch Bauteilwöhlerversuche die individuelle Lage dieser Wöhlerlinie in Belastungsrichtung ermittelt und die Streuspannen $1/T_{N,NW}$ und $1/T_{S,NW}$ auf Gültigkeit überprüft werden. Zur Fixierung der Zeitfestigkeitsgeraden wird hierzu zunächst ein Lasthorizont im sicheren Zeitfestigkeitsgebiet der Wöhlerlinie geprüft, vgl. ① in Abb. 5-2.

Das Niveau wird statistisch ausgewertet und an das 50%-Quantil der Bruchschwingspielzahlen die Neigung k_{NW} der normierten Wöhlerlinie angelegt. Die Dauerfestigkeit Δp_D des Bauteils kann so über die Eckschwingspielzahl $N_{E,NW}$ relativ treffsicher nach Gl. (5-3) abgeschätzt werden, vgl. ② in Abb. 5-2.

$$\Delta p_2 = \Delta p_1 \cdot \left(\frac{N_{1,50\%}}{N_{E,NW}} \right)^{\frac{1}{k_{NW}}} \quad (5-3)$$

Die notwendige Verifikation dieser Dauerfestigkeit erfolgt, indem zusätzlich zwei den abgeschätzten Dauerfestigkeitskennwert eingrenzende Mischniveaus geprüft werden, vgl. ③ und ④ in Abb. 5-2. Diese beiden Niveaus können über die Formparameter der normierten Wöhlerlinie und die Streuspanne $1/T_{N,NW}$ bestimmt werden. Als Prüfniveaus werden das 30%- und das 70%-Quantil der abgeschätzten Dauerfestigkeit vorgeschlagen. Diese können wie folgt bestimmt werden:

$$\Delta p_3 = \Delta p_1 \cdot \left(\frac{N_{1,30\%}}{N_{E,NW}} \right)^{\frac{1}{k_{NW}}} = \Delta p_1 \cdot \left(\frac{N_{1,50\%} \cdot 10^{-0,5244 \cdot \log(1/T_{N,NW})}}{N_{E,NW}} \right)^{\frac{1}{k_{NW}}} \quad (5-4)$$

$$\Delta p_4 = \Delta p_1 \cdot \left(\frac{N_{1,70\%}}{N_{E,NW}} \right)^{\frac{1}{k_{NW}}} = \Delta p_1 \cdot \left(\frac{N_{1,50\%} \cdot 10^{0,5244 \cdot \log(1/T_{N,NW})}}{N_{E,NW}} \right)^{\frac{1}{k_{NW}}} \quad (5-5)$$

Die Auswertung der Versuchsreihe erfolgt nach Abschluss der beiden Mischniveaus mit der Maximum-Likelihood-Schätzung. Der Parametersatz des Zeitfestigkeitsgebiets reduziert sich dabei auf die Standardabweichung s_Z , da für die Neigung und die Eckschwingspielzahl die Kennwerte der normierten Wöhlerlinie angesetzt werden, Gl. (5-6). Der Parametersatz des Dauerfestigkeitsgebiets bleibt hingegen unverändert, Gl. (5-7). Über den Zusammenhang der Streuspannen für den Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich entsprechend Gl. (3-18) können die beiden Standardabweichungen s_Z und s_D jedoch miteinander verknüpft werden.

$$\bar{q}_Z = (s_Z) \quad (5-6)$$

$$\bar{q}_D = (m_D, s_D) \quad (5-7)$$

Anhand des beschriebenen Prüf- und Auswerteverfahrens können zukünftig freigaberelevante Bauteilwöhlerversuchsreihen auf Basis einer deutlich reduzierten Stichprobe bei mindestens gleichbleibendem Informationsgehalt durchgeführt werden.

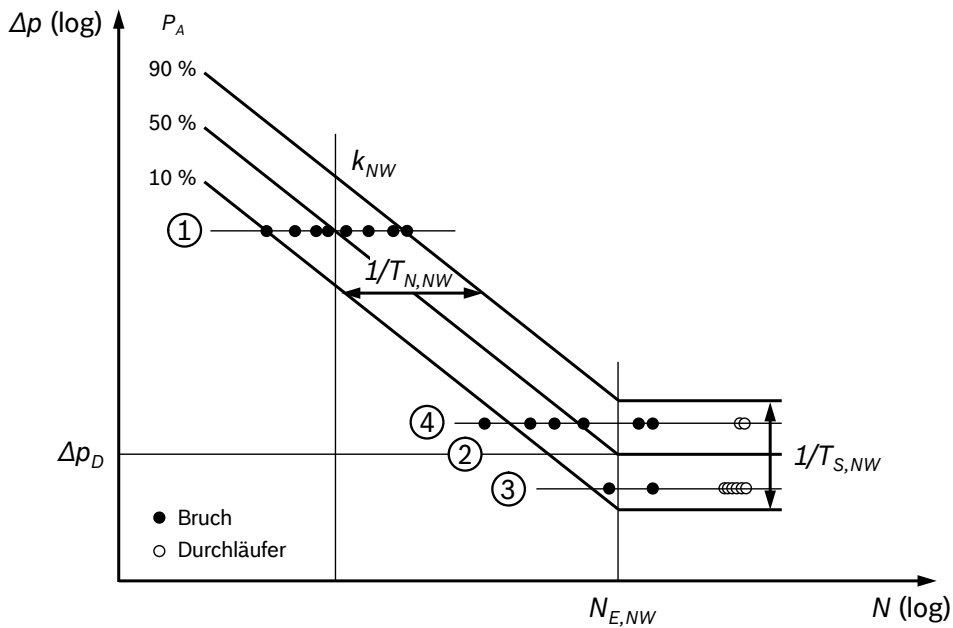


Abb. 5-2: Prüf- und Auswerteverfahren für CR-Bauteile, schematische Darstellung

5.1.2 Ermittlung der Volumenwöhlerlinie

Die Volumenwöhlerlinie kann mit der Neigung k_V , der Streuspanne $1/T_{N,V}$ und einer ertragbaren Schwingbeanspruchung bei einer definierten Schwingspielzahl vollständig beschrieben werden, vgl. Abb. 3-19. Diese Kennwerte können in der Regel nicht an innen-druckbelasteten CR-Bauteilen ermittelt werden. Nachfolgend wird deshalb eine normierte Wöhlerlinie an Kerbproben abgeleitet. Die normierte Wöhlerlinie wird die Neigung k_V und die Streuspanne $1/T_{N,V}$ von Bauteilvolumenwöhlerlinien festlegen. Die Prognose der ertragbaren Schwingbeanspruchung soll mit einem Fehlstellenmodell erfolgen. Hierzu wird ein bestehendes Fehlstellenmodell weiterentwickelt und anhand ausgewählter Versuchsergebnisse verifiziert. Durch die Verknüpfung der normierten Kenndaten mit der Schwingfestigkeit des Fehlstellenmodells soll zukünftig die Volumenwöhlerlinie von CR-Bauteilen vorhergesagt werden.

Ableitung einer normierten Wöhlerlinie

Die Ableitung einer normierten Wöhlerlinie für Volumenversagen erfolgt in Anlehnung an die in Abs. 5.1.1 beschriebene Vorgehensweise unter Verwendung der Maximum-Likelihood-Schätzung. Da bei der Rissinitiierung im Werkstoffvolumen entsprechend den durchgeführten Untersuchungen nicht von einer Dauerfestigkeit ausgegangen werden kann, entfällt die Auswertung eines Dauerfestigkeitsbereichs. Somit müssen einzig die Bruchschwingspielzahlen der einzelnen Versuchsreihen vertikal in ein gemeinsames Streuband verschoben werden. Die Daten werden in Anlehnung an die von WÖHLER definierte Dauerfestigkeitsgrenze dabei so normiert, dass die normierte Wöhlerlinie im bezogenen Maßstab bei einer Schwingspielzahl von $N = 10^7$ durch eins verläuft. Im Parametersatz $\bar{q}_{Z,V}$ der Likelihood-Funktion entfällt somit der Mittelwert der Bruchschwingspielzahlen, Gl. (5-8).

$$\bar{q}_{Z,V} = (S_{a,1}^* \dots S_{a,h}^*, S_{Z,V}, k_V) \quad (5-8)$$

Im Rahmen der numerischen Optimierung werden analog zum Vorgehen in Abs. 5.1.1 nur natürliche Zahlen für den Neigungsexponenten zugelassen, um sicherzustellen, dass sich die Parameter der normierten Wöhlerlinie infolge weiterer Versuchsreihen nicht zwingend ändern werden. Zur Ableitung der normierten Wöhlerlinie wurden Wöhlerversuchsreihen mit martensitisch und bainitisch wärmebehandelte Kerbproben ($K_t = 1,3$, $K_t = 1,7$ und $K_t = 2$) herangezogen, die bei der für CR-Bauteile typischen schwelenden Belastung durchgeführt wurden. Aufgrund der Normierung der Versuchsdaten konnten auch die Wöhlerversuchsreihen berücksichtigt werden, die im Rahmen dieser Arbeit auf der Ultraschallschwingprüfmaschine durchgeführt wurden. Die aus der Kalibrierung resultierenden Unterschiede zur konventionellen Prüftechnik werden durch die Normierung aufgehoben. Neben den Wöhlerversuchsreihen aus Abs. 3.5 konnten weitere Versuchsreihen aus RB-internen Untersuchungen auf Resonanzpulsatoren bei Prüffrequenzen zwischen 50 Hz und 120 Hz sowie auf servohydraulischen Prüfmaschinen bei einer Frequenz von etwa 20 Hz zur Ableitung der normierten Wöhlerlinie herangezogen werden. Die Grenzwahrscheinlichkeit betrug bei diesen Untersuchungen in der Regel $N_G = 10^7$. Insgesamt konnte auf eine Datenbasis von 15 Wöhlerversuchsreihen mit in Summe 392 Prüflingen zurückgegriffen werden. Es lagen 174 Versuchsstopps (d. h. Ausfälle an der Oberfläche oder Durchläufer bei den prüfstandspezifischen Grenzwahrscheinlichkeiten) sowie 218 Ausfälle unter der Oberfläche an Einschlüssen vor. In Abb. 5-3 ist die mit dem entwickelten Verfahren abgeleitete normierte Wöhlerlinie dargestellt.

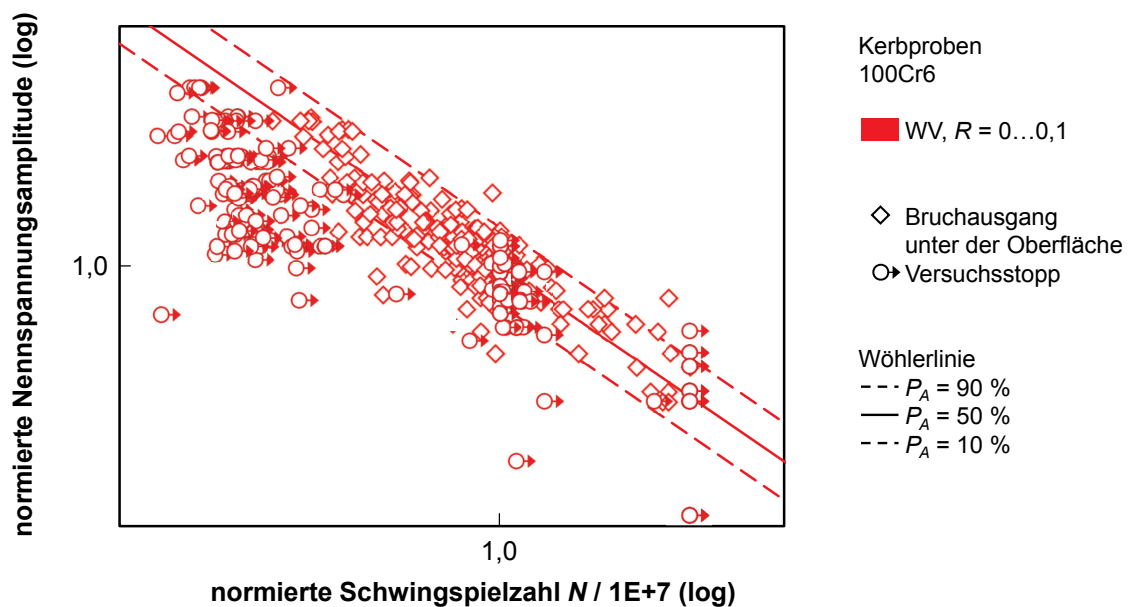


Abb. 5-3: Normierte Wöhlerlinie für Kerbproben aus 100Cr6, Bruchausgänge unter der Oberfläche im Werkstoffvolumen

Im Vergleich zur normierten Wöhlerlinie für Oberflächenversagen, verläuft die normierte Wöhlerlinie für Volumenversagen deutlich flacher und ist mit einer mehr als doppelt so großen Streuspanne in Schwingspielzahlrichtung verbunden. Ein derart flacher Wöhlerlinienverlauf ist zumindest im HCF-Bereich typisch für glatte Werkstoffproben. Für gekerbte Proben sind jedoch in einschlägiger Literatur [3, 4, 5] nur deutlich steilere Neigungen angegeben. Es ist dabei zu beachten, dass sich der von SONSINO [23, 24] an Wöhlerversuchsreihen mit glatten Werkstoffproben aus 100Cr6 abgeleitete Neigungskennwert von $k = 71$ nicht aufgrund des Probenotyps von dem im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Wert unterscheidet. Die von SONSINO postulierte flachere Wöhlerlinienneigung ist vielmehr Folge der gemeinsamen Auswertung von Oberflächen- und Volumenausfällen. Ohne Mechanismenseparierung würde auch für die vorliegenden Daten eine extrem flache Neigung resultieren, Abb. 5-3. Da die experimentellen Untersuchungen in Abs. 3.5 und Abs. 4.5 jedoch gezeigt haben, dass die relative Lage von Oberflächen- und Volumenwöhlerlinie von einer Vielzahl von Faktoren abhängt, kann ein gemeinsamer Wöhlerlinienverlauf mit entsprechender Neigungskennzahl nicht allgemeingültig angegeben werden.

Ableitung und Verifikation eines Fehlstellenmodells

Mit dem in Abs. 2.2.4 beschriebenen Fehlstellenmodell von MELANDER *et al.* [97] kann die Überlebenswahrscheinlichkeit einer Probe ausgehend von der Einschlussgrößenverteilung, der lokalen Beanspruchung und dem lokalen Werkstoffwiderstand gegenüber einer Rissausbreitung vorhergesagt werden. Die kritische Einschlussgröße D_c wird im ursprünglichen Modell aus dem Schwellenwert ΔK_0 der Langrissbruchmechanik nach Gl. (2-19) abgeleitet. Der Ansatz ist nur für (im Verhältnis zu den charakteristischen Mikrostrukturgrößen des Werkstoffs) ausreichend große Einschlüsse gültig, vgl. Abs. 2.1.2. Wie die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit gezeigt haben, führen bei gekerbten Prüflingen aufgrund der Spannungskonzentration und der daraus resultierenden kleinen höchstbeanspruchten Werkstoffvolumina in der Regel nur sehr kleine Einschlüsse zum Ausfall. Auf Basis der linear-elastischen Bruchmechanik würde in diesen Fällen die Schwingfestigkeit unzulässig überschätzt werden.

Es wird daher in Anlehnung an SCHMID [77] vorgeschlagen, die kritische Einschlussgröße D_c im Fehlstellenmodell mit dem in Abs. 2.2.3 vorgestellten \sqrt{area} -Parameter-Modell von MURAKAMI [88] zu berechnen. Durch Umstellen von Gl. (2-15) folgt für die kritische Einschlussgröße D_c im Werkstoffvolumen:

$$D_c = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{area}_c = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \left[\frac{1,56 \cdot (HV + 120)}{\sigma_a} \cdot \left(\frac{1-R}{2} \right)^\alpha \right]^6 \quad (5-9)$$

Das \sqrt{area} -Parameter-Modell wurde empirisch an Wöhlerversuchen bis zu einer Grenzwahrscheinlichkeitszahl von $N_G = 10^7$ abgeleitet. Folglich kann durch Kombination des Fehlstellenmodells von MELANDER *et al.* mit dem Werkstoffmodell von MURAKAMI die Schwingfestigkeit bei $N = 10^7$ Schwingspiele vorhergesagt werden. Der aus der normierten Wöhlerlinie resultierende Verlauf der Volumenwöhlerlinie kann damit bei $N = 10^7$ Schwingspiele in Beanspruchungsrichtung fixiert werden.

Dem Fehlstellenmodell von MELANDER *et al.* liegt die Annahme einer homogen verteilten Beanspruchung und Beanspruchbarkeit zugrunde. Bei komplexeren Bauteilen bzw. Werkstoffzuständen gelten diese Annahmen nicht mehr. Es ist deshalb notwendig, das Bauteil in finite Volumenelemente aufzuteilen. Die Elementvolumen müssen dabei ausreichend klein gewählt werden, so dass im Element näherungsweise ein homogener Spannungszustand vorliegt. Auf diese Weise kann für jedes Element nach Gl. (2-21) die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\dot{U},E}$ berechnet werden. Die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A des Bauteils ergibt sich nach Gl. (5-10) aus dem Produkt der Überlebenswahrscheinlichkeiten aller n Elemente.

$$P_A = 1 - \prod_{E=1}^n P_{\dot{U},E} \quad (5-10)$$

Um die Schwingfestigkeit bei $N = 10^7$ Schwingspiele zu ermitteln, wird die Ausfallwahrscheinlichkeit des Bauteils auf $P_A = 0,5$ gesetzt und iterativ der zur Referenzbelastung S_{Ref} zugehörige Skalierungsfaktor x bestimmt. Dem Berechnungsmodell müssen hierzu neben der Härte die Ergebnisse der linear-elastischen FEM-Simulation und der Einschlussanalyse (INCA) sowie das Lastverhältnis und der Eigenspannungstiefenverlauf zugeführt werden, Abb. 5-4.

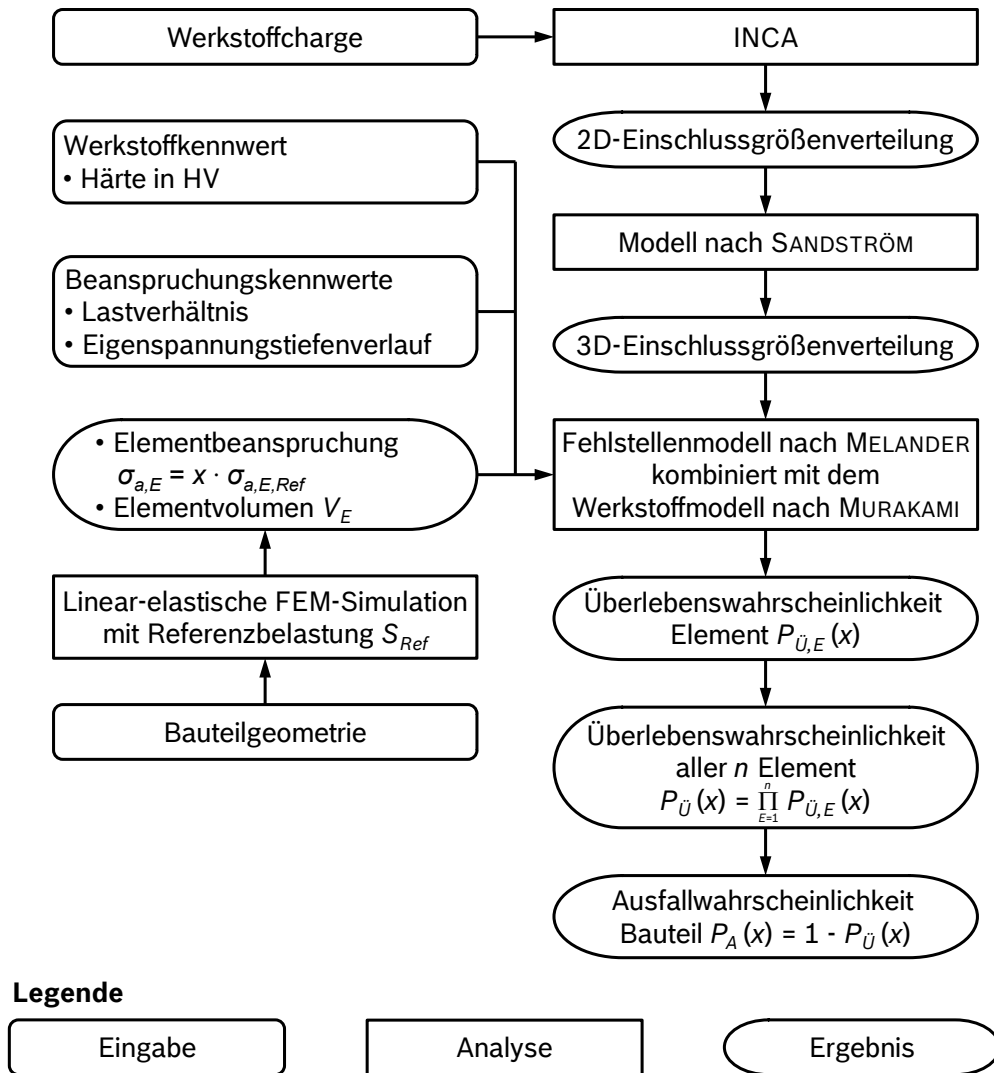


Abb. 5-4: Vorgehensweise zur Ermittlung der Schwingfestigkeit bei $N = 10^7$ Schwingspiele

Eine erste Verifikation des modifizierten Fehlstellenmodells wurde anhand der in Abs. 3.5 und Abs. 4.5 ermittelten Wöhlerlinien vorgenommen. Aufgrund der Unsicherheiten bezüglich der tatsächlichen Beanspruchung auf der Ultraschallschwingprüfmaschine konnten die Wöhlerversuche dieser Versuchseinrichtung nicht zur Verifikation des Fehlstellenmodells herangezogen werden. Zur Verifikation standen deshalb nur die Ergebnisse der Wöhlerversuche an den Kerbproben vom Typ Kt13-8Q-SH und an den beiden Demonstratorvarianten zur Verfügung. Die experimentell und rechnerisch ermittelten Schwingfestigkeiten werden in Abb. 5-5 gegenübergestellt. Neben den 50-%-Schwingfestigkeiten sind auch die Streubänder für 10 % und 90 % Ausfallwahrscheinlichkeit aufgetragen.

Die Prognose liegt für alle Prüflingsvarianten auf der konservativen und damit sicheren Seite. Erwartungsgemäß sind die Streuspannen der rechnerisch ermittelten Schwingfestigkeiten kleiner als im Experiment. Bei der Berechnung wird nur die Streuung der Einschlussgrößen berücksichtigt. Neben den werkstoffbedingten Streuungen fließen im Experiment zusätzliche Streugrößen, wie z. B. Unterschiede in den Probenbeschaffenheiten (Härte und Eigenspannungen) aber auch Ungenauigkeiten in der Prüftechnik, mit ein. Der

kleinste Fehler zwischen berechneter und experimentell ermittelter Schwingfestigkeit beträgt ca. 5 %, der größte Fehler knapp 15 %. Bereits bei der Ableitung des $\sqrt{\text{area}}$ -Parameter-Modells konnte von MURAKAMI bei mittelspannungsbehafteten Beanspruchungszuständen ein Fehler von $\pm 15\%$ beobachtet werden. Die Unterschiede in den berechneten und den experimentell ermittelten Schwingfestigkeiten könnten damit auf die Unschärfe des Werkstoffmodells zurückzuführen sein.

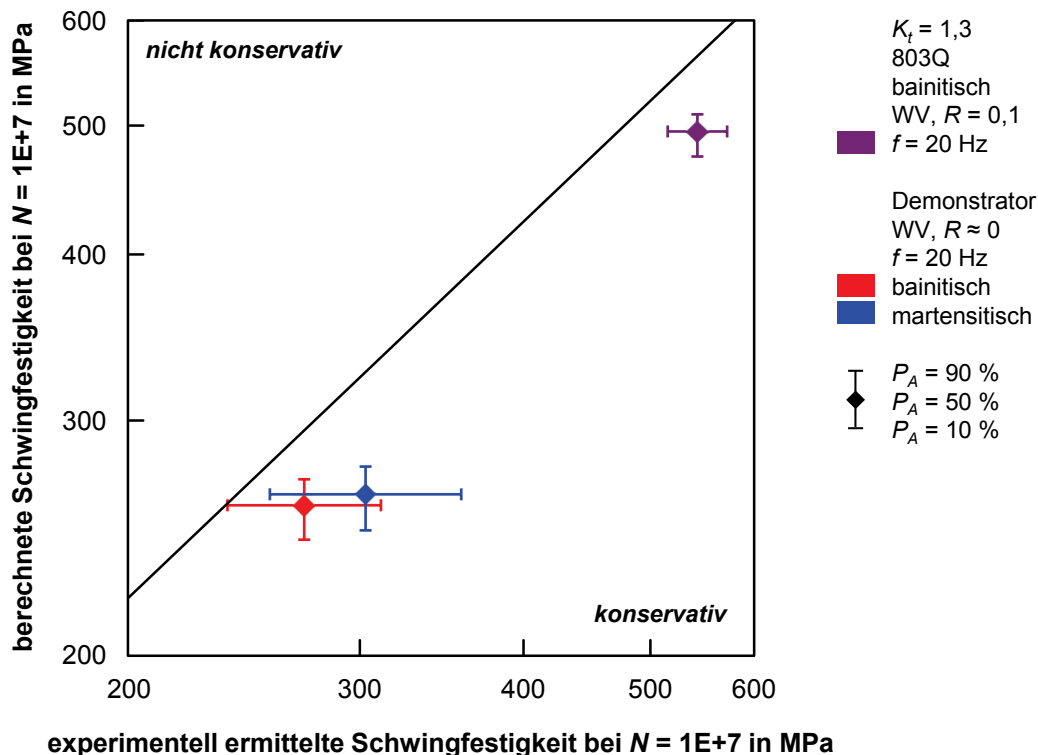


Abb. 5-5: Vergleich von experimentell ermittelten und berechneten Schwingfestigkeiten für Kerbproben und Demonstratoren aus 100Cr6 bei $N = 10^7$ Schwingspiele (angegebene Schwingfestigkeiten beziehen sich bei den Kerbproben auf die ertragbare Nennspannungsamplitude und bei den Demonstratoren auf die ertragbare Druckschwingbreite)

5.2 Konzept der modularen Bauteilgassnerlinie

Liegt für eine Komponente der Dieseleinspritztechnik die modulare Bauteilwöhlerlinie vor, dann kann unter Verwendung der relativen Miner-Regel für CRS-typische Belastungskollektive auch die zugehörige modulare Gassnerlinie abgeschätzt werden, Abb. 5-6. Basis für die Schadensakkumulation sind die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Mittelspannungsempfindlichkeiten und Schadenssummen. Die notwendigen Eingangsdaten für den Sicherheitsnachweis können mit dem Konzept der modularen Bauteilgassnerlinie bereitgestellt werden.

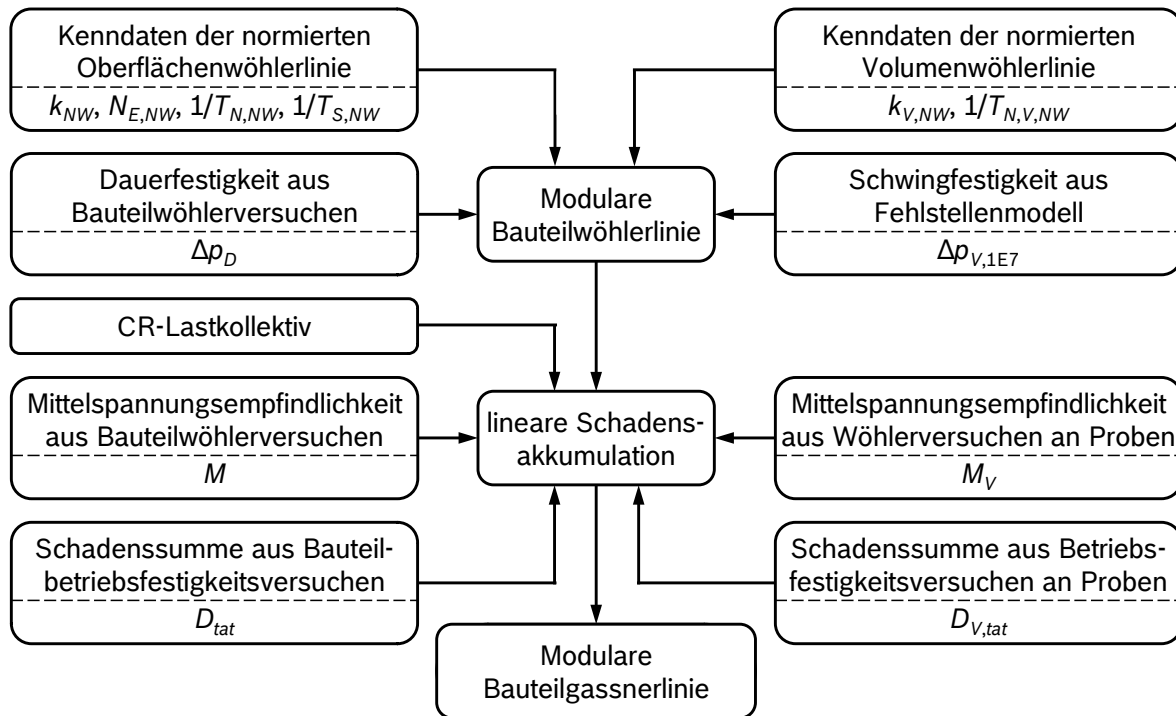


Abb. 5-6: Vorgehensweise zur Ableitung einer modularen Bauteilgassnerlinie

5.3 Sicherheitsnachweis und Ausfallwahrscheinlichkeit

Für die Freigabe von CR-Bauteilen hat in der Entwicklungsphase unter Berücksichtigung repräsentativer Belastungen ein Sicherheitsnachweis gegenüber Schwingbruch zu erfolgen. Da es sich bei den innendruckbelasteten Komponenten der Dieseleinspritztechnik um sicherheitsrelevante Bauteile handelt, wird der Nachweis einer vereinfachten rechnerischen Ausfallwahrscheinlichkeit von $P_A^* \leq 1 \text{ ppm}$ verlangt. Das grundlegende Vorgehen zur Ableitung der freigaberelevanten Ausfallwahrscheinlichkeit bei RB wurde in Abs. 2.3.4 vorgestellt. Nachfolgend sollen die bestehenden Konzepte bewertet und auf Basis der experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit erweitert werden.

5.3.1 Bewertung der bestehenden Konzepte

Zur Ermittlung der Ausfallwahrscheinlichkeit kann grundsätzlich die dauer- oder betriebsfeste Auslegung zum Einsatz kommen. Die dauerfeste Auslegung wird angewendet, wenn sich das Lastkollektiv unterhalb der Dauerfestigkeit befindet und der Kollektivhöchstwert mit einer Häufigkeit von größer 10^6 Schwingspiele auftritt [99]. Die betriebsfeste Auslegung findet Anwendung, wenn variable Beanspruchungsamplituden vorliegen und sich zumindest Anteile des Lastkollektivs oberhalb der Dauerfestigkeit befinden, Abb. 5-7.

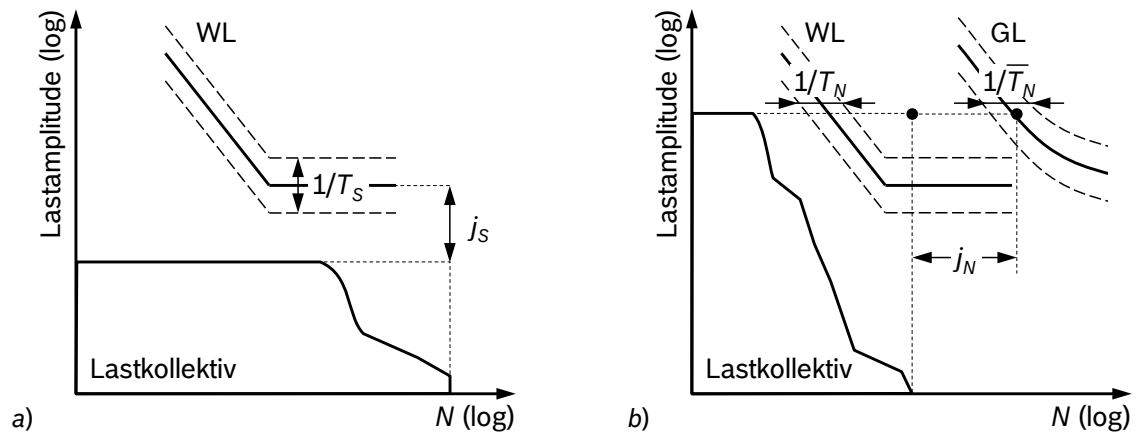


Abb. 5-7: Schematische Darstellung von a) dauerfester und b) betriebsfester Bauteilauslegung, mit WL für Wöhlerlinie und GL für Gassnerlinie

Bei der dauerfesten Auslegung wird das Lastkollektiv einer Einstufenbeanspruchung gleichgesetzt. Die freigaberelevante Ausfallwahrscheinlichkeit ergibt sich aus dem Abstand von Kollektivhöchstwert zur Dauerfestigkeit. Bei der betriebsfesten Auslegung wird die Ausfallwahrscheinlichkeit hingegen aus dem Abstand von Lastkollektiv zur Gassnerlinie bestimmt. Die Sicherheitsbetrachtung erfolgt beim Dauerfestigkeitsnachweis über den Sicherheitsfaktor j_S in Lastrichtung und beim Betriebsfestigkeitsnachweis über den Sicherheitsfaktor j_N in Schwingspielzahlrichtung. Die rechnerisch erforderlichen Sicherheitsfaktoren hängen in beiden Fällen von der maximal zulässigen Ausfallwahrscheinlichkeit und der Schwingfestigkeitsstreuung ab. Für die Schwingfestigkeitsstreuung wird bei der dauerfesten Bauteilauslegung die Streuspanne der Dauerfestigkeit $1/T_S$ aus der Wöhlerversuchsreihe und bei der betriebsfesten Bauteilauslegung die Lebensdauerstreuung $1/\overline{T_N}$ aus der Betriebsfestigkeitsversuchsreihe verwendet. Näherungsweise kann in vielen Fällen aber auch die Streuspanne $1/\overline{T_N}$ der Gassnerlinie mit der Streuspanne $1/T_N$ der Wöhlerlinie gleichgesetzt werden [131].

Die dauer- und betriebsfeste Auslegung stellen eigenständige Konzepte dar und können nicht ineinander überführt werden. Die Ausfallwahrscheinlichkeiten beider Konzepte gehen nicht stetig ineinander über. Dies kann dazu führen, dass ein grundsätzlich betriebsfest auslegbares Bauteil nach einer Design- oder Werkstoffoptimierung dauerfest dimensioniert werden muss, wenn die erhöhte Dauerfestigkeit über dem Kollektivhöchstwert zu liegen kommt. Unterhalb der Dauerfestigkeit verliert das Betriebsfestigkeitskonzept seine Gültigkeit. Folglich sind weitere Design- oder Werkstoffoptimierungen notwendig, um den nun erforderlichen Sicherheitsabstand gegenüber der Dauerfestigkeit einzustellen. Die dauerfeste Auslegung wird in diesem Fall aber der Beanspruchungssituation nicht gerecht. Das Bauteil scheint überdimensioniert. Quantitativ kann die Überdimensionierung jedoch nicht erfasst werden, da rechnerische Konzepte zur Bewertung fehlen.

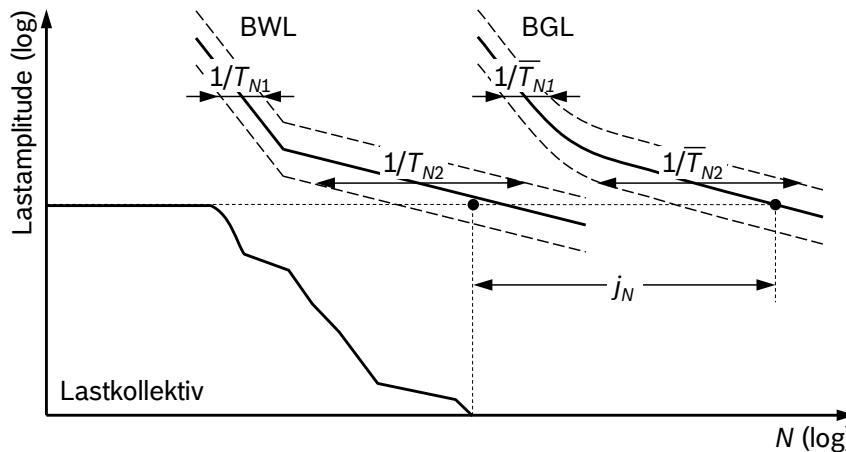


Abb. 5-8: Schematische Darstellung der betriebsfesten Bauteilauslegung bei RB für Lastkollektive mit einem Kollektivhöchstwert unterhalb der Dauerfestigkeit, mit BWL für Bemessungswöhlerlinie und BGL für Bemessungsgassnerlinie

Im Sinne des Leichtbaugedankens und der maximalen Werkstoffausnutzung werden bei RB deshalb auch Lastkollektive mit einem Kollektivhöchstwert unterhalb der Dauerfestigkeit betriebsfest ausgelegt. In Anlehnung an den Stand der Technik [3, 4, 5] wird hierzu die Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt mit der fiktiven Neigung $k_2 = 2 \cdot k - 1$ verlängert. Der Sicherheitsabstand des Lastkollektivs zur fiktiven Bemessungsgassnerlinie kann somit, wie bei der klassischen Vorgehensweise üblich, in Schwingspielzahlrichtung bewertet werden. Die benötigten Schwingfestigkeitskennwerte werden hierzu im Wesentlichen aus dem Zeitfestigkeitsgebiet der Wöhlerlinie abgeleitet und auf den Bereich der Bemessungswöhlerlinie unterhalb des Abknickpunkts übertragen, Abb. 5-8. Aufgrund der flachen k_2 -Neigung ergeben sich prinzipiell hohe Streuspannen in Schwingspielzahlrichtung und folglich auch große Werte für den Sicherheitsfaktor. Der Sicherheitsnachweis kann aufgrund langer Prüfzeiten daher nicht experimentell verifiziert werden.

Im Experiment weisen Wöhlerlinien nach dem Abknickpunkt eine flachere Neigung (d. h. höhere k_2 -Werte) auf. Bei ausgeprägter Dauerfestigkeit gilt sogar $k_2 \rightarrow \infty$. Das Konzept ist somit konservativ. Das Risiko von Spätausfällen unterhalb der Oberfläche im Bauteilvolumen kann mit dem bestehenden Konzept aber nicht bewertet werden.

5.3.2 Sicherheitsnachweis für Oberflächenversagen

Liegt der Kollektivhöchstwert des Lastkollektivs unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit, so ergibt sich beim Sicherheitsnachweis in Schwingspielzahlrichtung kein Schnittpunkt mit der Gassnerlinie. Bei RB wird deshalb ein weiterer Abfall der Schwingfestigkeit nach dem Abknickpunkt der Wöhlerlinie unterstellt. Der Betriebsfestigkeitsnachweis kann entsprechend dem experimentellen Befund aber auch mit ausgeprägter Dauerfestigkeit erfolgen, wenn der Abstand des Lastkollektivs zur Gassnerlinie in Lastrichtung über den Sicherheitsfaktor $j_{S,bf}$ bewertet wird. Diese Vorgehensweise ist einem Betriebsfestigkeitsnachweis gleichzusetzen, beim dem die Gassnerlinie unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit entsprechend der elementaren Miner-Modifikation mit unveränderter Neigung

fortgesetzt wird. Dies ist im Einklang mit den Experimenten, die aufgezeigt haben, dass die Bruchschwingspielzahlen auch für kleine Quantile der Dauerfestigkeit näherungsweise der Zeitfestigkeitsgeraden folgen, Abb. 5-1. Zusätzlich muss aber berücksichtigt werden, dass im Bereich der Dauerfestigkeit lastabhängig nur ein gewisser Anteil an Bauteilen ausfallen kann. Die Wahrscheinlichkeit, dass ein Bauteil im Bereich bzw. unterhalb der Dauerfestigkeit ausfällt, kann über einen klassischen Dauerfestigkeitsnachweis aus dem Sicherheitsfaktor j_S abgeleitet werden, Abb. 5-9. Die Ausfallwahrscheinlichkeit der dauerhaftesten Auslegung hat somit den Charakter einer Eintretenswahrscheinlichkeit.

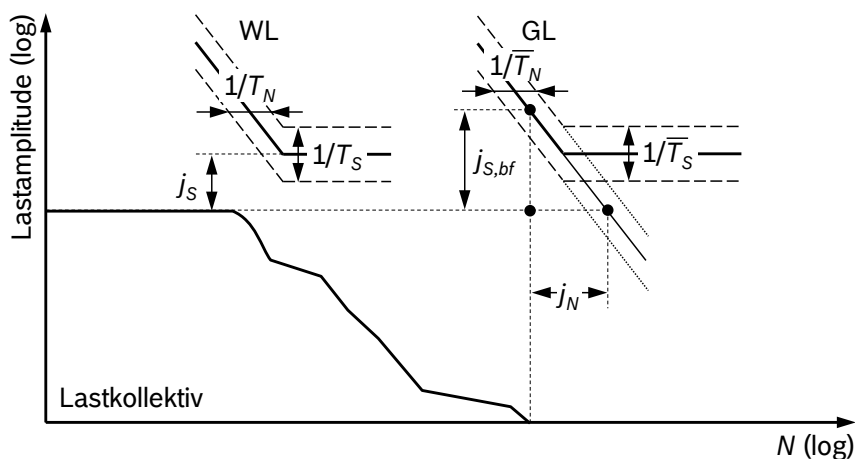


Abb. 5-9: Sicherheitsnachweis für Oberflächenversagen bei Kollektivhöchstwerten unterhalb der Dauerfestigkeit, schematische Darstellung

Die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A^* für Oberflächenversagen kann nach Gl. (5-11) aus dem Produkt der Eintretenswahrscheinlichkeit $P_E = P_{A,df}^*$ für nicht dauerfeste Bauteile und der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,bf}^*$ der nicht betriebsfesten Bauteile abgeschätzt werden, Abb. 5-10.

$$P_A^* = P_{A,df}^* \cdot P_{A,bf}^* \quad (5-11)$$

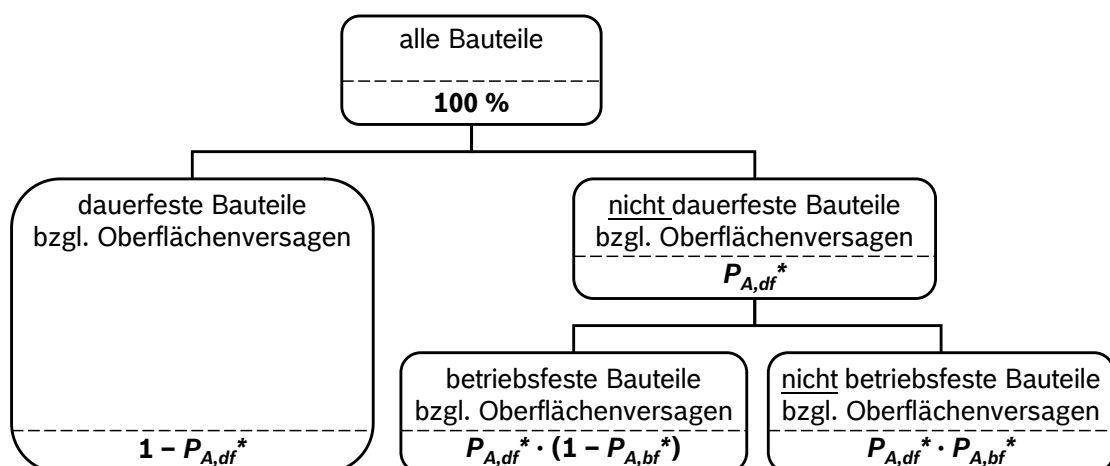


Abb. 5-10: Sicherheitsnachweis für Oberflächenversagen

Wöhler- bzw. Betriebsfestigkeitsversuchsreihen liefern mit der Verteilung der Dauerfestigkeit eine statistische Information darüber, wie viele Bauteile auf einer Laststufe ausfallen bzw. eine Beanspruchung unendlich oft ertragen können. Für jede Laststufe liegt mit der Verteilung der Zeitfestigkeitsdaten zudem eine statistische Information darüber vor, wie viele Bauteile bei einer definierten Schwingspielzahl bereits ausgefallen sind bzw. die Beanspruchung noch ertragen können. Beim kombinierten Sicherheitsnachweis werden diese Informationen gemeinsam genutzt, um eine last- und schwingspielzahlabhängige Aussage über die zu erwartende Ausfallwahrscheinlichkeit treffen zu können.

Die Vorteile des kombinierten Sicherheitsnachweises liegen darin, dass es die beiden eigenständigen Konzepte der dauer- und betriebsfesten Auslegung vereint und einen stetigen Übergang zwischen den Konzepten ermöglicht. So ergibt sich bei Lastkollektiven mit Kollektivhöchstwerten deutlich oberhalb der Dauerfestigkeit mit $P_{A,df}^* \rightarrow 100\%$ für die Ausfallwahrscheinlichkeit nach Gl. (5-11) $P_A^* = P_{A,bf}^*$. Der kombinierte Sicherheitsnachweis liefert das Ergebnis des klassischen Betriebsfestigkeitsnachweises. Bei Lastkollektiven, die sich vollständig unterhalb der Dauerfestigkeit befinden und bei denen die kumulierte Häufigkeit des Kollektivhöchstwerts die Eckschwingspielzahl der Wöhlerlinie deutlich überschreitet, folgt nach Gl. (5-11) mit $P_{A,df}^* \rightarrow 100\%$ für die Ausfallwahrscheinlichkeit $P_A^* = P_{A,df}^*$. Der kombinierte Sicherheitsnachweis liefert in diesem Fall das Ergebnis des klassischen Dauerfestigkeitsnachweises.

Gegenüber der bisherigen Vorgehensweise erlaubt das Konzept bei identischer Schwingfestigkeit höhere zulässige Kollektivhöchstwerte. Der Bezugspunkt auf der Gassnerlinie kann im Betriebsfestigkeitsversuch mit vertretbarem Aufwand ermittelt werden. Die Eintretenswahrscheinlichkeit von Ausfällen und Durchläufern folgt unmittelbar aus der Wöhlerversuchsreihe. Im Vergleich zum bisherigen Vorgehen bei RB erlaubt das Konzept somit auch eine experimentelle Verifikation der rechnerischen Lebensdauerabschätzung.

5.3.3 Sicherheitsnachweis für Volumenversagen

Weist das Lastkollektiv einen großen Umfang auf und liegt der Kollektivhöchstwert unterhalb oder im Bereich der Dauerfestigkeit, so muss zumindest bei hochfesten Werkstoffen mit Spätausfällen im Bauteilvolumen gerechnet werden. Da die Volumenwöhlerlinien und -gassnerlinien entsprechend dem experimentellen Befund in dieser Arbeit einen stetigen Schwingfestigkeitsabfall aufzeigen, kann der Betriebsfestigkeitsnachweis für Volumenausfälle über den Sicherheitsfaktor $j_{N,V}$ klassisch in Schwingspielzahlrichtung erfolgen. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass grundsätzlich nur Bauteile im Volumen ausfallen können, die nicht bereits zuvor an der Oberfläche ausgefallen sind. Die Wahrscheinlichkeit, dass ein Bauteil bereits an der Oberfläche ausgefallen ist, kann über einen Dauerfestigkeitsnachweis für Oberflächenversagen aus dem Sicherheitsfaktor j_S abgeleitet werden, Abb. 5-9.

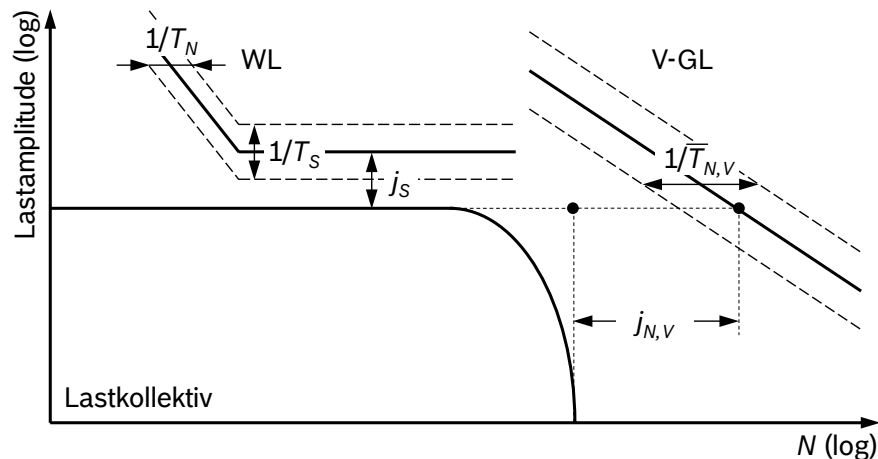


Abb. 5-11: Sicherheitsnachweis für Volumenversagen bei Kollektivhöchstwerten unterhalb der Dauerfestigkeit, schematische Darstellung, mit V-GL für Volumengassnerlinie (aus Gründen der Übersichtlichkeit ist für das Oberflächenversagen nur die Wöhlerlinie und für das Volumenversagen nur die Gassnerlinie angegeben)

Die lastabhängige Eintrittswahrscheinlichkeit von Volumenausfällen ergibt sich dabei aus der komplementären Wahrscheinlichkeit des Dauerfestigkeitsnachweises für Oberflächenversagen. Die Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,V}^*$ für Volumenversagen kann somit nach Gl. (5-12) aus dem Produkt der Eintretenswahrscheinlichkeit $P_{E,V} = (1 - P_{A,df}^*)$ für dauerfeste Bauteile und der Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,V,bf}^*$ der nicht betriebsfesten Volumenausfälle abgeschätzt werden, Abb. 5-12.

$$P_{A,V}^* = (1 - P_{A,df}^*) \cdot P_{A,V,bf}^* \quad (5-12)$$

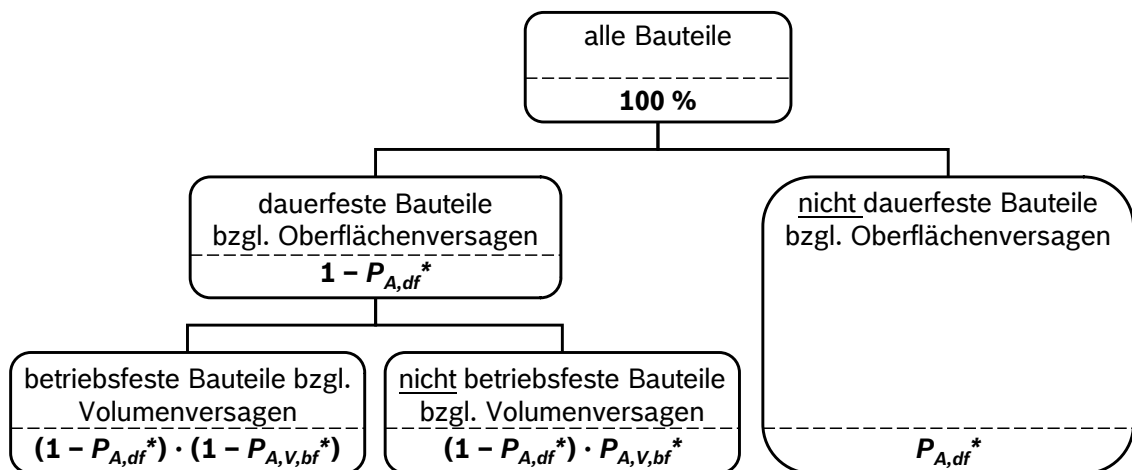


Abb. 5-12: Sicherheitsnachweis für Volumenversagen

5.3.4 Allgemeiner Sicherheitsnachweise

Im allgemeinen Fall können Bauteile aus hochfesten Werkstoffen an der Oberfläche oder im Werkstoffvolumen versagen. Die last- und schwingenspielzahlabhängige Gesamtausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,ges}^*$ kann für das Bauteil nach Gl. (5-13) über das Produkt der Überlebenswahrscheinlichkeiten beider Ausfalltypen ermittelt werden.

$$P_{A,ges}^* = 1 - P_{\bar{U}} \cdot P_{\bar{U},V} = 1 - (1 - P_A^*) \cdot (1 - P_{A,V}^*) \quad (5-13)$$

Mit Gl. (5-11) und Gl. (5-12) folgt entsprechend Abb. 5-13 für die Gesamtausfallwahrscheinlichkeit:

$$P_{A,ges}^* = 1 - (1 - P_{A,df}^* \cdot P_{A,bf}^*) \cdot (1 - (1 - P_{A,df}^*) \cdot P_{A,V,bf}^*) \quad (5-14)$$

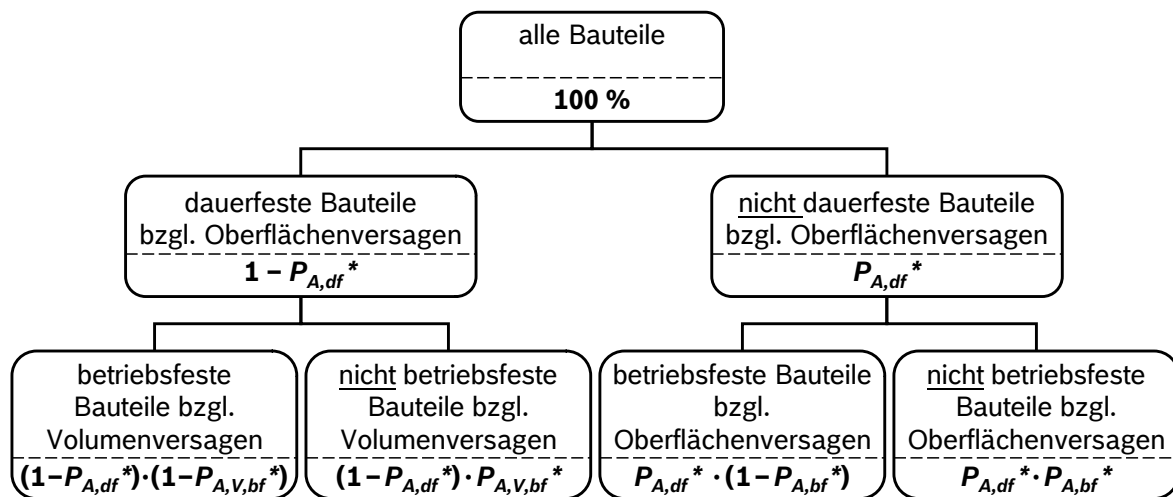


Abb. 5-13: Allgemeiner Sicherheitsnachweis für Bauteile aus hochfesten Werkstoffen

6 Zusammenfassende Diskussion

Das Schwingfestigkeitsverhalten des Stahls 100Cr6 wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit in dem für die Absicherung von innendruckbelasteten CR-Bauteilen relevanten Schwingspielzahlbereich untersucht. Die Untersuchungen wurden im Wesentlichen an gekerbten Werkstoffproben auf einer hochfrequenten piezoelektrischen Ultraschallschwingprüfmaschine und an bauteilnahen Demonstratoren auf servohydraulischen Innendruckpulsatoren durchgeführt. Die Ergebnisse dieser umfangreichen Untersuchungen und deren Konsequenz für die Bauteilauslegung sollen nachfolgend übergeordnet und zusammenfassend diskutiert werden.

6.1 Schwingfestigkeitsverhalten

Grundsätzlich bestätigen die Wöhlerversuche an den Kerbproben vergleichbare Untersuchungen an glatten Werkstoffproben [9, 10, 43, 46], die aufgezeigt haben, dass beim vorliegenden Werkstoff auch jenseits der heute gängigen Grenzschnitzspielzahlen bei Spannungsamplituden unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit mit einem Ermüdungsversagen gerechnet werden muss. Während die Rissinitiierung bei geringen Schwingspielzahlen ausnahmslos an der Oberfläche erfolgt, verschiebt sich der Ort der Rissinitiierung bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen, wie von MUGHRABI [35, 36, 37] für Typ-II-Werkstoffe mit inneren Defekten postuliert, bevorzugt in das Werkstoffvolumen. Am Bruchausgang wurden bei den Ausfällen unter der Oberfläche stets nichtmetallische Einschlüsse detektiert. In der Regel handelte es sich, wie für den verwendeten Werkstoff typisch [45, 132], um Titancarbonitride ($\text{Ti}(\text{C},\text{N})$), vereinzelt konnten aber auch oxidische Einschlüsse (CaO , Al_2O_3 , MgO) am Schwingbruchausgang festgestellt werden. Um den rissauslösenden Einschluss wiesen die Prüflinge stets eine glatte, kreisrund ausgeprägte Bruchfläche (fish-eye) auf. Vereinzelt konnten um die Einschlüsse auch die für den VHCF-Bereich typischen [38, 39, 40] lokal begrenzten, feinkörnigen und rau erscheinenden Schwingbruchflächen (ODA) festgestellt werden.

Das charakteristische schwingspielzahlabhängige Ausfallverhalten hatte in den Wöhlerversuchsreihen in der Regel eine zweigeteilte Mechanismenwöhlerlinie zur Folge. Diese waren gekennzeichnet durch einen klassischen Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich für das Oberflächenversagen und einen stetig abfallenden Wöhlerlinienverlauf für die Volumenausfälle. Die Oberflächenwöhlerlinien wiesen steile Neigungen, geringe Eckschnitzspielzahlen und moderate Streuspannen, die Volumenwöhlerlinien einen flacheren Wöhlerlinienverlauf und eine große Lebensdauerstreuung auf. In Abhängigkeit von verschiedenen Einflussfaktoren konnten in den Schwingfestigkeitsversuchen unterschiedliche Ausprägungen der Mechanismenwöhlerlinie festgestellt werden. In Abb. 6-1 wird der qualitative Einfluss der im

Rahmen dieser Arbeit direkt oder auch nur indirekt untersuchten Einflussfaktoren auf die relative Lage der Oberflächen- und Volumenwöhlerlinie zueinander in Anlehnung an die Darstellung von GUDEHUS und ZENNER [12] aus Abb. 2-14 dargestellt.

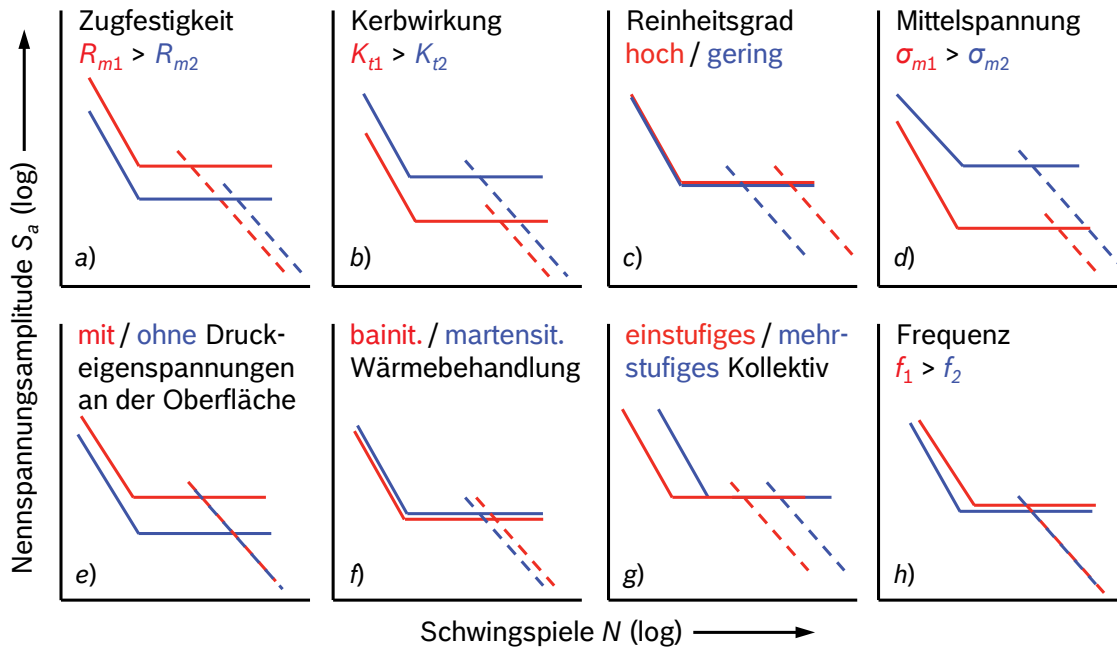


Abb. 6-1: Auswirkung verschiedener Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit von 100Cr6 unter Berücksichtigung von Oberflächen- (durchgezogen) und Volumenversagen (gestrichelt); schematische Darstellung

Nachfolgend sollen die Ursachen für die unterschiedlichen Ausprägungen der Mechanismenwöhlerlinie für den hochfesten Stahl 100Cr6 entsprechend den experimentellen Befunden dieser Arbeit und dem Stand der Technik diskutiert werden.

Einfluss der Zugfestigkeit

In der Literatur werden zahlreiche empirische Ansätze genannt, die einen Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit bzw. Härte und der Wechselfestigkeit herstellen [4]. Durch eine Kornfeinung kann die Härte gemäß der Hall-Petch-Beziehung gesteigert werden. Gleichzeitig wird aber auch die Länge eines Risses herabgesetzt, der im Werkstoff initiiert und an einer Korngrenze wieder gestoppt werden kann. Bei hochfesten Stählen erreichen die Korngrößen Größenordnungen deutlich unterhalb der im Werkstoff vorhandenen nichtmetallischen Einschlüsse. Folglich wird die Schwingfestigkeit dieser Stähle wesentlich durch das Größenverhältnis von Matrixmikrostruktur und Einschluss bestimmt [16, 89]. Je hochfester der Werkstoff ist, desto kleinere Einschlüsse können eine potentiell rissauslösende Schwachstelle im Werkstoff darstellen. Dies kann, wie in Abb. 6-1 a) angedeutet, dazu führen, dass beim höherfesten Zustand die Oberflächenwöhlerlinie oberhalb des niederfesten Zustands liegt, die Volumenwöhlerlinie aber unterhalb [51]. Notwendige Bedingung hierfür ist, dass Einschlüsse (wie in den vorliegenden Untersuchungen aufgrund der

Kerbe) an der Oberfläche nur äußerst selten auftreten und somit die Oberflächenwöhlerlinie wesentlich durch die intrinsische Festigkeit definiert wird. Diesem Umstand sind demnach auch wesentlich die in den Untersuchungen an den bainitischen und martensitischen Kerbproben bzw. Demonstratoren festgestellten Unterschiede in den Mechanismenwöhlerlinien geschuldet.

Einfluss der Kerbwirkung

Bei einem hohen Spannungsgradienten müssen weniger große Bauteilbereiche die Maximalspannung ertragen, als dies bei einem flacheren Spannungsgefälle oder bei einer homogenen Beanspruchung der Fall ist. Folglich sinkt bei einer scharf gekerbten Probe die Wahrscheinlichkeit, dass ein kritischer nichtmetallischer Einschluss im höchstbeanspruchten Volumen vorliegt. Gegenüber der glatten oder schwach gekerbten Probe wird die Schwingfestigkeit durch Volumenausfälle folglich weniger stark herabgesetzt. Wie die Wöhlerversuche an den Schwingproben mit unterschiedlichen Kerbformzahlen gezeigt haben, werden deshalb auch als Konsequenz die Oberflächen- und die Volumenwöhlerlinie mit zunehmender Kerbwirkung eindeutiger separiert. Der Wechsel von Oberflächen- zu Volumenversagen findet bei der Probe mit der größeren Kerbwirkung bei höheren Schwingspielzahlen statt, Abb. 6-1 b). Dies kann bei äußerst scharf gekerbten Proben dazu führen, dass im Wöhlerversuch nur Ausfälle an der Oberfläche und nicht im Volumen auftreten [52, 66]. Die Schwingfestigkeitsdifferenz zweier ungleich gekerbter Prüflinge kann sich im HCF- und im VHCF-Bereich dadurch signifikant unterscheiden.

Einfluss des Reinheitsgrads

Die Wöhlerversuche an einer lufterschmolzenen und einer im Vakuum erschmolzenen und zusätzlich im Vakuum umgeschmolzenen 100Cr6-Güte bestätigen vergleichbare Untersuchungen [56, 133, 134], die gezeigt haben, dass sich eine Optimierung des Reinheitsgrads im Wesentlichen nur auf die Volumenwöhlerlinie auswirkt. Die Oberflächenwöhlerlinie bleibt vom Reinheitsgrad nahezu unbeeinflusst, Abb. 6-1 c). Dies ist auf die geringe Wahrscheinlichkeit zurückzuführen, einen schwingbruchkritischen Einschluss an der Prüflingsoberfläche zu finden. Solange die von MUGHRABI [35] definierte kritische Volumendichte der Einschlüsse nicht überschritten wird, wird ein höherer Reinheitsgrad nur im VHCF-Bereich zu einer höheren ertragbaren Schwingbeanspruchung führen. Der Einsatz einer höchstreinen Güte des Stahls 100Cr6 für innendruckbelastete CR-Bauteile ist demnach auch nur gerechtfertigt, sofern diese große höchstbeanspruchte Volumina aufweisen und einem Belastungskollektiv mit sehr großem Kollektivumfang ausgesetzt sind.

Einfluss der Mittelspannung

Die Schwingfestigkeit wird wesentlich durch die anliegende Mittelspannung beeinflusst. Je höher die Mittelspannung, desto geringer ist im Allgemeinen die ertragbare Schwingbean-

spruchung. Der Schwingfestigkeitsabfall ist entsprechend den Ergebnissen dieser Arbeit und ähnlicher Untersuchungen [10, 54, 77, 125] für Oberflächen- und Volumenversagen jedoch unterschiedlich stark ausgeprägt. Demnach wird die Schwingfestigkeit an der Oberfläche stärker herabgesetzt als im Volumen. Die Mechanismenwöhlerlinie ist bei hohen Spannungsverhältnissen durch eine deutliche Separierung der Oberflächen- und Volumenwöhlerlinie gekennzeichnet, Abb. 6-1 d). Folglich resultieren für das Oberflächenversagen auch höhere Mittelspannungsempfindlichkeiten als für das Volumenversagen. Als mögliche Ursache wird von SHIOZAWA *et al.* [10] ein in Folge eines ungleichen Eigenspannungszustands an der Probenoberfläche und im Volumen unterschiedlich ausgeprägter lokaler Beanspruchungszustand diskutiert. KOVAC *et al.* [125] nennen zyklisches Kriechen und ein bei hohen Spannungsverhältnissen veränderter ODA-Mechanismus.

Einfluss von Druckeigenspannungen

Liegen an der Bauteiloberfläche Druckeigenspannungen vor, so wird die Oberflächenwöhlerlinie zu einer höheren ertragbaren Spannungsamplitude verschoben. Ist die Wirkung dieser Eigenspannungen auf den oberflächennahen Bereich begrenzt, dann bleibt dieser Effekt im eigenspannungsfreien Volumen aus. Der Wechsel von Oberflächen- zu Volumenversagen findet bei der Probe mit Druckeigenspannungen im Randbereich bei geringeren Schwingspielzahlen statt. Die Volumenwöhlerlinie kommt stärker zum Vorschein [10, 49, 50, 135, 136, 137], Abb. 6-1 e). Den oberflächennahen Druckeigenspannungen ist demnach auch der Umstand geschuldet, dass bei den vorliegenden Untersuchungen trotz der Kerbe die Wöhlerlinien über einen großen Schwingspielzahlbereich von Volumenausfällen dominiert werden. Vergleichbare Untersuchungen [52, 66] an Kerbproben ohne bzw. mit deutlich geringeren Druckeigenspannungen an der Oberfläche weisen hingegen nur selten Volumenausfälle oder sogar ausschließlich Oberflächenausfälle auf. Eine bruchmechanische Begründung für die durch oberflächennahe Druckeigenspannungen veränderte Mechanismenwöhlerlinie liefern SHIMATANI *et al.* [135] und SHIOZAWA *et al.* [137]. Es ist folglich zu beachten, dass fertigungstechnische Maßnahmen zur Einprägung von Druckeigenspannungen in die Bauteiloberfläche nicht zwingend zu einer Schwingfestigkeitssteigerung führen müssen. Da die Volumenwöhlerlinie bei einer geringen Tiefenwirkung der Eigenspannungen unbeeinflusst bleibt, verbleibt auch das Risiko von Spätausfällen im Volumen.

Einfluss der Wärmebehandlung

Der Einfluss der beiden bei RB für Bauteile aus 100Cr6 eingesetzten Wärmebehandlungsverfahren auf die Ausprägung der Mechanismenwöhlerlinie kann nicht losgelöst von den durch den Wärmebehandlungsprozess erzeugten Bauteileigenschaften diskutiert werden. Grundsätzlich kann die bainitische Wärmebehandlung zur Ausbildung von Druckeigenspannungen in der Bauteilrandzone führen [57, 58, 116], die die Beanspruchbarkeit bei der Überlagerung einer Lastspannung maßgeblich erhöhen. Demgegenüber können durch das

martensitische Härten und Anlassen Zugeigenspannungen in der Bauteilrandschicht resultieren, die die Beanspruchbarkeit bei der Überlagerung einer Lastspannung reduzieren. Es ist weiterhin zu beachten, dass mit den beiden Wärmebehandlungsverfahren unterschiedliche Härtewerte eingestellt werden. Folglich überlagern sich dem Einfluss der Wärmebehandlung die zuvor diskutierten Einflüsse Härte bzw. Zugfestigkeit und Eigenspannungen. Tendenziell scheint entsprechend den vorliegenden Versuchsergebnissen der alleinige Einfluss des Wärmebehandlungszustands bzw. des Gefüges den übrigen Einflüssen untergeordnet zu sein. Biegewechselversuche von HENGERER *et al.* [116] an martensitischen und bainitischen Werkstoffproben aus 100Cr6 bestätigen dies. In Abhängigkeit von der eingestellten Härte und der durch die Wärmebehandlung induzierten Eigenspannungen können sich die Mechanismenwöhlerlinien von martensitischen und bainitischen Bauteilen folglich in ihrer Lage zueinander erheblich oder auch nur unwesentlich unterscheiden, Abb. 6-1 f).

Einfluss der Kollektivform

Die Mechanismengassnerlinie für CRS-typische Belastungskollektive ist in ihrer Charakteristik grundsätzlich vergleichbar zur Mechanismenwöhlerlinie. Bei geringen Schwingspielzahlen erfolgt sowohl unter Einstufenbeanspruchung als auch unter variablen Amplituden die Rissinitiierung ausnahmslos an der Oberfläche, während sich der Ort der Rissinitiierung bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen bevorzugt in das Werkstoffinnere verschiebt. Aufgrund der Kollektivform ergeben sich unter Betriebsbeanspruchungen jedoch erhöhte Lebensdauern. Die Streubänder der Oberflächen- und Volumenausfälle verlaufen entsprechend den Ergebnissen dieser Arbeit näherungsweise parallel zu den zugehörigen Wöhlerlinien, Abb. 6-1 g). Die Ergebnisse der randomisierten Blockprogrammversuchen von MAYER *et al.* [107] an glatten Proben desselben Werkstoffs unter Zug-Druck-Wechselbelastung, die eine größere schädigende Wirkung von variablen Beanspruchungsamplituden im VHCF-Bereich gegenüber einer Einstufenbeanspruchung ergaben, konnten somit nicht bestätigt werden. Die Anwendung der bestehenden elementaren Miner-Regel über den HCF-Bereich hinaus zur rechnerischen Abschätzung der Mechanismengassnerlinie scheint demnach gerechtfertigt.

Einfluss der Prüffrequenz

Die experimentelle Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens von 100Cr6 im Bereich höchster Schwingspielzahlen erfolgte an Kerbproben mit hochfrequenter Prüftechnik. Die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf geringere Beanspruchungsfrequenzen wurde durch ergänzende Versuche mit konventioneller Prüftechnik untersucht. Der Vergleich der Mechanismenwöhlerlinien von konventioneller und hochfrequenter Prüftechnik zeigte, dass sowohl die Versagensmechanismen als auch der grundsätzliche Wöhlerlinienverlauf bei der Ultraschallprüfung treffend wiedergegeben wird. Die Ergebnisse der Ultraschallschwingprüfmaschine waren insgesamt aber systematisch zu höheren Nennspannungsamplituden

verschoben. Aufgrund des geringen Verformungsvermögens wird beim untersuchten Werkstoff von einem vernachlässigbaren Einfluss der Dehnrates im Wöhlerversuch ausgegangen [69, 80]. Zeitabhängige Schwingungsrisskorrosionseffekte können das Ermüdungsverhalten hochfester Werkstoffe aber maßgeblich verändern [138, 139]. Davon betroffen ist aber nur die Oberflächenwöhlerlinie. Zumindest für Volumenversagen konnte ein Einfluss der Prüffrequenz auf die Schwingfestigkeit bei hochfesten Stählen daher auch weitgehend ausgeschlossen werden [41, 66, 67, 68]. Entsprechend den Randbedingungen der durchgeführten Untersuchungen wäre folglich eine vergleichbare bis etwas höhere Oberflächenfestigkeit und eine vergleichbare Volumenfestigkeit auf der Ultraschallschwingprüfmaschine gegenüber der konventionellen Servohydraulik erwartet worden, Abb. 6-1 h). Die vorliegenden Versuchsergebnisse bestätigen dies jedoch nicht. Vielmehr wird die Einschätzung [3, 63, 86] bestätigt, dass der Einfluss der Prüffrequenz nicht losgelöst vom Einfluss der eingesetzten Prüftechnik diskutiert werden kann. So scheint nicht zuletzt aufgrund vergleichbarer Form- und Streuparameter der Oberflächen- und Volumenwöhlerlinien bei den unterschiedlichen Prüffrequenzen die Verschiebung der Mechanismenwöhlerlinie in Spannungsrichtung im Wesentlichen der Beanspruchungskalibrierung mit DMS auf der Ultraschallschwingprüfmaschine geschuldet zu sein. Eine Optimierung der Beanspruchungskalibrierung ist für zukünftige Untersuchungen auf der Ultraschallschwingprüfmaschine daher zwingend erforderlich. Wie die Untersuchungen von SCHNEIDER *et al.* [87] an geometrisch vergleichbaren Kerbproben gezeigt haben, kann eine Möglichkeit eine Beanspruchungskalibrierung mittels Laservibrometrie sein. Solange der Einfluss der Prüftechnik nicht ausgeschlossen werden kann, ist eine Diskussion des Frequenzeinflusses hinfällig. Zumindest die Wöhlerversuchsreihen, die bei unterschiedlichen Prüffrequenzen mit identischen Prüflingen auf derselben Prüftechnik durchgeführt worden sind, zeigten aber, dass beim vorliegenden Werkstoff zwischen der typischen Prüffrequenz bei RB und der charakteristischen Belastungsfrequenz der innendruckbelasteten CR-Bauteile im Feld kein signifikanter Frequenzeinfluss auftritt. Die Bauteilwöhlerversuche liefern somit repräsentative Belastbarkeiten.

Ebenfalls aufgrund eines möglichen Einflusses der Prüftechnik bleibt die vorliegende Arbeit einer abschließenden Verifikation der VHCF-Probenergebnisse am Bauteil schuldig. Mit der bestehenden niederfrequenten Prüftechnik scheint dies unter Innendruck derzeit auch kaum möglich zu sein. Infolge der geringen Prüffrequenz und der daraus resultierenden langen Prüfdauer ist die Versuchsführung zu anfällig gegenüber seltenen, nicht vorhersehbaren Störungen. Der Nutzen der Versuche ist durch diese Unsicherheiten eingeschränkt und steht nicht mehr in einem ökonomisch sinnvollen Verhältnis zum hohen Versuchsaufwand. Die Verifikation am Bauteil erfordert deshalb im ersten Schritt die Entwicklung einer höherfrequenten Versuchstechnik [140]. Neben der Weiterentwicklung der bestehenden servohydraulisch angetriebenen Innendruckprüfständen sollte deshalb auch die Entwicklung von Resonanzprüfständen für die Innendruckprüfung in Erwägung gezogen werden.

Insgesamt haben die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Schwingfestigkeitsuntersuchungen wesentlich zum besseren Verständnis der Mechanismenwöhlerlinie hochfester Stähle beigetragen. Dieses Verständnis ist für eine zuverlässige Bauteilauslegung zwingend erforderlich. Die Lebensdauerprognose verlangt eine genaue Kenntnis über den Verlauf der Mechanismenwöhlerlinie. Da die hierzu notwendigen Bauteilwöhlerversuche wirtschaftlich und zuverlässig an CR-Komponenten nur bis zu einer Grenzschwingspielzahl von maximal $N_G = 10^7$ möglich sind, können die experimentell ermittelten Bauteilwöhlerlinien über die Grenzschwingspielzahl hinaus derzeit nur unter Berücksichtigung von Probenergebnissen abgeschätzt werden. Die hierzu benötigte Datenbasis wurde im Rahmen der Arbeit geschaffen.

6.2 Auswirkungen auf die Bauteilauslegung

Grundsätzlich wurden zum Schwingfestigkeitsverhalten im VHCF-Bereich bereits zahlreiche Untersuchungsergebnisse veröffentlicht, z. B. im Rahmen der internationalen Tagungen zu diesem Thema [30, 31, 32]. In einschlägigen Regelwerken [5, 22] wird die Thematik bisher aber noch nicht oder nur unzureichend aufgegriffen [141]. Entweder wird von einem horizontalen Auslaufen der Wöhlerlinie und somit von einer echten Dauerfestigkeit ausgegangen oder die Wöhlerlinie wird am Abknickpunkt mit veränderter (häufig halbiertes) Neigung fortgesetzt [142]. Da auch im letztgenannten Fall ab einer bestimmten Schwingspielzahl (z. B. $N = 10^8$) ein Abknicken der Wöhlerlinie in die Horizontale unterstellt wird, kann eine Lebensdauerbewertung auf Basis dieser Modellvorstellungen entsprechend den experimentellen Befunden dieser Arbeit keine zufriedenstellende Aussage liefern. Die prognostizierten Ausfallwahrscheinlichkeiten können in Abhängigkeit von der tatsächlichen Ausprägung der Mechanismenwöhlerlinie und der Belastungssituation sowohl auf der konservativen als auch auf der nicht konservativen Seite liegen. Wie Abb. 6-1 verdeutlicht, ist die Angabe eines gemeinsamen Wöhlerlinienverlaufs für Oberflächen- und Volumenversagen mit allgemeingültiger Neigungskennzahl, wie es z. B. von SONSINO [23, 24] oder PYTTEL *et al.* [143, 144] vorgeschlagen wurde, bei hochfesten Stählen nicht zielführend. Aufgrund der Vielzahl von Faktoren, die die relative Lage von Oberflächen- und Volumenwöhlerlinie zueinander beeinflussen, kann eine Prognose der Lebensdauer in Übereinstimmung mit CHANDRAN *et al.* [145] nur zuverlässig erfolgen, wenn die beiden Versagensmechanismen separiert betrachtet werden.

Auf Basis der vorliegenden Versuchsergebnisse wurde diesem Grundgedanken folgend das Konzept der modularen Bauteilwöhlerlinie entwickelt. Das Konzept setzt sich aus einem experimentellen Baustein für die Oberflächenwöhlerlinie und einem rechnerischen Baustein für die Volumenwöhlerlinie zusammen. Beide Bausteine machen in Anlehnung an das Vorgehen in bestehenden Regelwerken [5, 22, 146] Gebrauch von normierten Kennwerten. Durch Kombination beider Bausteine kann zunächst die modulare Mechanismenwöhlerlinie und im zweiten Schritt mittels linearer Schadensakkumulation unter Verwendung der im

Rahmen dieser Arbeit ermittelten Mittelspannungsempfindlichkeiten und Schadenssummen die modulare Mechanismengassnerlinie von CR-Komponenten aus dem Werkstoff 100Cr6 für den freigaberelevanten Sicherheitsnachweis abgeschätzt werden.

Prinzipiell ergeben sich alle benötigten Informationen zur Beschreibung der Oberflächenwöhlerlinie aus einer Bauteilwöhlerversuchsreihe, wie sie im Rahmen der Freigabeprüfung bei RB standardmäßig durchgeführt wird. Um eine breitere statistische Absicherung der Schwingfestigkeitsparameter zu gewährleisten, wurden jedoch mit dem Konzept der normierten Wöhlerlinie nach HAIBACH [129, 130] statistisch fundierte Kenndaten für das Zeitfestigkeitsgebiet der Oberflächenwöhlerlinie abgeleitet. Die Normierung der einzelnen Versuchsreihen erfolgte nicht, wie üblich [147, 148], auf die Dauerfestigkeiten der Einzelversuchsreihen. Da sich die in den Einzelversuchsreihen ermittelten Dauerfestigkeiten in der Regel als statistisch unsichere Parameter darstellen [149], wurde ein Verfahren definiert, das es ermöglicht, die Normierung der Einzelversuchsreihen und die statistische Auswertung der normierten Versuchsdaten zu verknüpfen. Hierzu erfolgt die Auswertung des normierten Zeit- und Dauerfestigkeitsbereichs mit Maximum-Likelihood-Schätzern. Neben den Parametern der Verteilungsfunktionen für den normierten Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich sowie dem Formparameter der normierten Wöhlerlinie wurden auch die individuellen Normierungsgrößen der Einzelversuchsreihen in die Maximum-Likelihood-Schätzung integriert. Durch die gemeinsame Optimierung können die Versuchspunkte im normierten Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich nicht nur wie im ursprünglichen Verfahren qualitativ, sondern auch quantitativ optimal durch ein gemeinsames Streuband ausgemittelt werden. Mit dem entwickelten Verfahren konnten auf diese Weise für die Oberflächenwöhlerlinie normierte Kennwerte für die Neigung und die Eckschwingspielzahl sowie für die Streuspanne in Last- und Schwingenspielzahlrichtung ermittelt werden.

Unter Berücksichtigung dieser Kenngrößen wurde darüber hinaus ein Prüf- und Auswerteverfahren abgeleitet, das es erlaubt, Wöhlerversuchsreihen auf Basis einer deutlich reduzierten Stichprobe bei mindestens gleichbleibendem Informationsgehalt durchzuführen. Im Gegensatz zu der in einschlägiger Literatur [3, 4, 12] beschriebenen Vorgehensweise, fünf Beanspruchungshorizonte mit jeweils sechs bis zehn Prüflingen zu belegen, reichen bei dem entwickelten Prüfverfahren drei Beanspruchungshorizonte zur Definition der Wöhlerlinie aus. Das Verfahren setzt hierzu die grundsätzliche Anwendbarkeit der normierten Wöhlerlinie für die Einzelversuchsreihe voraus. Um systematische Abweichungen von der normierten Wöhlerlinie in einer Einzelversuchsreihe zu detektieren, sollte deshalb in Anschlussarbeiten ein quantitatives Merkmal für die Korrelation der Stichprobe mit der Grundgesamtheit der normierten Wöhlerlinie definiert werden. Wünschenswert wäre die Berechnung eines Merkmals und Vorschläge für sinnvolle Grenzwerte für die Bewertung „Stichprobe bestätigt die Grundgesamtheit“ bzw. „Stichprobe bestätigt die Grundgesamtheit nicht“. Als möglicher Ansatz sei das Informationskriterium nach AKAIKE [150] (engl. Akaike information criterion, AIC) genannt.

Auch für das Volumenversagen wurde eine normierte Wöhlerlinie abgeleitet. Hierzu wurden die Wöhlerversuchsreihen der Ultraschallprüftechnik gemeinsam mit RB-internen Untersuchungen bei konventioneller Prüffrequenz mit dem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verfahren ausgewertet. Die Auswertung lieferte für die Volumenwöhlerlinie eine normierte Neigung und eine charakteristische Streuspanne in Schwingspielzahlrichtung. Da die Lage der normierten Volumenwöhlerlinie in der Regel nicht experimentell am Bauteil bestimmt werden kann, ist ein rechnerisches Verfahren notwendig. Die Vielzahl an Einflussgrößen in Abb. 6-1 macht deutlich, dass eine Prognose der Volumenwöhlerlinie für ein Bauteil nur möglich ist, wenn probabilistische und bruchmechanische Ansätze kombiniert werden. Entsprechende Fehlstellenmodelle liegen insbesondere zur Abschätzung der Wechselfestigkeit hochfester Stähle vor [95, 96]. Die Weiterentwicklung eines solchen Modells für das VHCF-Verhalten hochfester Wälzlagerstähle ist u. a. in der Veröffentlichung von LAI *et al.* [151] zu finden. Da jedoch nicht der gesamte Verlauf der Volumenwöhlerlinie rechnerisch abgeschätzt werden muss, sondern nur die ertragbare Spannungsamplitude bei einer definierten Schwingspielzahl benötigt wird, wurde im Rahmen der Arbeit auf das bestehende Fehlstellenmodell von MELANDER *et al.* [97] zurückgegriffen. Da der Ansatz nur für im Verhältnis zur Mikrostrukturgröße des Werkstoffs ausreichend große Einschlüsse gültig ist und diese Bedingung bei gekerbten Prüflingen entsprechend den vorliegenden Untersuchungsergebnissen verletzt werden kann, wurde das Risswachstumskriterium im bestehenden Fehlstellenmodell modifiziert. Die Schwingfestigkeitsminderung durch Einschlüsse wird im modifizierten Modell in Anlehnung an SCHMID [77] mit dem kurzrissbruchmechanischen Ansatz von MURAKAMI [88] anstelle des ursprünglich langrissbruchmechanischen Ansatzes bewertet. Da das \sqrt{area} -Parameter-Modell empirisch an Wöhlerversuchen bis zu einer Grenzschauferspielzahl von $N_G = 10^7$ abgeleitet wurde, erlaubt das modifizierte Fehlstellenmodell die Schwingfestigkeit bei $N = 10^7$ Schwingspiele vorherzusagen. Der Fehler des modifizierten Fehlstellenmodells ist entsprechend den vorliegenden Wöhlerversuchsreihen kleiner gleich 15 %. Diese Abweichung könnte auf die bekannte Unschärfe des \sqrt{area} -Parameter-Modells bei mittelspannungsbeanspruchten Beanspruchungszuständen [88] zurückzuführen sein. Eine Verifikation anhand weiterer Versuchsdaten ist anzustreben. Wünschenswert wäre insbesondere eine vollständige Verifikation (Lage und Verlauf der Volumenwöhlerlinie) am innendruckbelasteten Bauteil. In diesem Zusammenhang gilt es auch zu klären, wie der Schwingfestigkeitsabfall aufgrund von seltenen (mesoskopischen) nichtmetallischen Einschlüssen abgeschätzt werden kann. Da diese Einschlüsse im Rahmen der Werkstoffcharakterisierung mittels der heute gängigen Analyseverfahren in der Regel nicht detektiert werden, können diese in der Fehlstellenstatistik bisher auch nicht berücksichtigt werden.

Mit dem Konzept der modularen Bauteilwöhlerlinie bzw. -gassnerlinie können die notwendigen Eingangsdaten für den Sicherheitsnachweis bereitgestellt werden. Für den Sicherheitsnachweis selbst sieht der Stand der Technik [3, 4] die dauer- oder betriebsfeste Ausle-

gung vor. Während bei der dauerfesten Auslegung das gesamte Lastkollektiv unterhalb der Dauerfestigkeit liegen muss, werden bei der betriebsfesten Auslegung Lastamplituden oberhalb der Dauerfestigkeit zugelassen. Die Auslegung erfolgt im einen Fall für eine unendlich und im anderen Fall für eine definierte endliche Lebensdauer. Nach aktuellem Kenntnisstand stellen die beiden Auslegungsstrategien somit eigenständige Konzepte dar und können nicht ineinander überführt werden. Um einen stetigen und konsistenten Übergang zwischen den beiden eigenständigen Konzepten zu ermöglichen, wurde in der vorliegenden Arbeit ein kombinierter Sicherheitsnachweis entwickelt. Es wird vorgeschlagen, die Ausfallwahrscheinlichkeiten des klassischen Betriebs- und Dauerfestigkeitsnachweises miteinander zu verknüpfen. Hierzu wird die Ausfallwahrscheinlichkeit der dauerfesten Auslegung einer Eintretenswahrscheinlichkeit von Ausfällen gleichgesetzt. Auf diese Weise ist ein Betriebsfestigkeitsnachweis auch für Lastkollektive möglich, die vollständig unterhalb der Dauerfestigkeit liegen. Da unterhalb der Dauerfestigkeit bei hochfesten Werkstoffen mit Ausfällen im Volumen gerechnet werden muss, wurde der kombinierte Sicherheitsnachweis zur Bewertung von Spätausfällen zusätzlich erweitert. Somit wurde ein geschlossener Ansatz zur Lebensdauerabschätzung von CR-Bauteilen aus 100Cr6 unter Berücksichtigung relevanter Ausfallmechanismen geschaffen.

Grundsätzlich wurde bei der Weiterentwicklung des Absicherungskonzepts davon ausgegangen, dass bei dem untersuchten Typ-II-Werkstoff Oberflächenversagen entsprechend der Definition von MUGHRABI [35, 36, 37] und den vorliegenden Probenergebnissen im VHCF-Bereich eine untergeordnete bis keine Rolle spielt. Untersuchungen von z. B. SAKAI *et al.* [51] oder MAYER *et al.* [53] haben aber gezeigt, dass unter gewissen, bisher nicht vollständig geklärten Voraussetzungen, auch bei diesen Werkstoffen das Ermüdungsverhalten im VHCF-Bereich von Ausfällen an der Oberfläche dominiert werden kann. Der Fokus der VHCF-Forschungen sollte bei hochfesten Werkstoffen deshalb nicht allein auf die Schädigungsmechanismen im Probeninneren gelegt werden. Weitere Untersuchungen sind notwendig, um zu klären, welche Randbedingungen bei hochfesten Stählen zu einem Oberflächenversagen im VHCF-Bereich führen können und ob dieses Verhalten auch bei innendruckbelasteten Bauteilen möglich ist.

Weitere Forschungsarbeiten im Bereich höchster Schwingspielzahlen sollten ferner verstärkt darauf abzielen, den Bauteilaspekt (d. h. insbesondere Größe, Kerbe, Oberflächenbeschaffenheit) und die mit dem Bauteil verbundene Betriebsbeanspruchung (d. h. variable Amplituden, Umgebungsmedien, Einsatztemperatur) in die Untersuchungen zu integrieren. Darüber hinaus ist ein einheitlicher Transfer der VHCF-Erkenntnisse in Regelwerke, Richtlinien und Normen dringend notwendig, damit sowohl das Risiko von Spätausfällen bei Nichtberücksichtigung als auch das Potential bei einer zu konservativen Berücksichtigung der VHCF-Thematik quantifiziert werden kann.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Aufgrund eines weiterhin steigenden Einspritzdrucks werden für innendruckbelastete Bauteile der Dieseleinspritztechnik vermehrt hochfeste Stähle (wie z. B. 100Cr6) eingesetzt. Durch die großen Variationsmöglichkeiten bei der Gestaltung des Einspritzdrucks sind die Bauteile über die Lebensdauer hochzyklischen, mehrstufigen Beanspruchungskollektiven ausgesetzt. Da es sich um sicherheitsrelevante Bauteile handelt, wird bei der Robert Bosch GmbH in der Entwicklungsphase ein Sicherheitsnachweis gegenüber Schwingbruch verlangt. Basis für den Sicherheitsnachweis sind Bauteilwöhlerversuche bis zu einer Grenzschwingspielzahl von in der Regel $N_G = 10^6 \dots 10^7$. Schwingfestigkeitsuntersuchungen über diese Grenzschwingspielzahlen hinaus sind aus betriebswirtschaftlicher Sicht nicht durchführbar, da sie mit den verfügbaren Versuchseinrichtungen sehr zeit- und kostenintensiv wären. Um eine weitere Ausreizung der derzeit vorhandenen Sicherheitsreserven ohne unbekannte Risiken zu ermöglichen, muss aber zwingend berücksichtigt werden, dass bei hochfesten Stählen auch Belastungen unterhalb der konventionellen Dauerfestigkeit zum Versagen führen können. Für eine zuverlässige Lebensdauerprognose ist deshalb eine genaue Kenntnis über das Schwingfestigkeitsverhalten bei sehr hohen Schwingspielzahlen (Very High Cycle Fatigue, VHCF) erforderlich.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde hierzu das Schwingfestigkeitsverhalten des hochkohlenstoffhaltigen Chromstahls 100Cr6 in dem für die Auslegung von Dieseleinspritzkomponenten relevanten Lebensdauerbereich untersucht. Um das Ermüdungsverhalten des Werkstoffs zu charakterisieren, wurden umfangreiche Untersuchungen an gekerbten Proben auf einer hochfrequenten piezoelektrischen Ultraschallschwingprüfmaschine durchgeführt. Die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf geringere Beanspruchungsfrequenzen, wie sie im Betrieb von Common-Rail-Komponenten und in der Bauteilerprobung bei Robert Bosch typischerweise auftreten, wurde durch ergänzende Versuche mit konventioneller Prüftechnik untersucht. Auf servohydraulischen Innendruckpulsatoren wurden darüber hinaus erstmals Schwingfestigkeitsuntersuchungen an bauteilnahen Demonstratoren im VHCF-Bereich durchgeführt.

Die Wöhlerversuche an den Kerbproben zeigten, dass beim vorliegenden Werkstoff auch jenseits der heute gängigen Grenzschwingspielzahlen mit Ausfällen gerechnet werden muss. Während die Rissinitiierung bei geringen Schwingspielzahlen ausnahmslos an der Oberfläche erfolgt, verschiebt sich der Ort der Rissinitiierung bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen in das Probenvolumen. Am Bruchausgang wurden bei Ausfällen unter der Oberfläche stets nichtmetallische Einschlüsse gefunden. Die Bruchmorphologie ähnelte einem Fischauge (engl. fish-eye). Vereinzelt konnten um die Einschlüsse auch die im VHCF-Bereich typischen lokal begrenzten, feinkörnigen und rau erscheinenden Schwing-

bruchflächen festgestellt werden, für die in der Literatur die Begrifflichkeiten *Optically Dark Area (ODA)*, *Granular Bright Facet (GBF)* und *Fine Granular Area (FGA)* verwendet werden.

Das schwingspielzahlabhängige Ausfallverhalten hatte in den Wöhlerversuchsreihen in der Regel eine zweigeteilte Mechanismenwöhlerlinie zur Folge. Diese waren gekennzeichnet durch einen klassischen Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich für das Oberflächenversagen und einen stetig abfallenden Wöhlerlinienverlauf für die Volumenausfälle. Der Vergleich von Wöhlerlinien unterschiedlicher Probenvarianten zeigte, dass das Erscheinungsbild der Mechanismenwöhlerlinie entscheidend durch den Härte- und Eigenspannungszustand sowie durch das lokale Beanspruchungsverhältnis und die Auftretenswahrscheinlichkeit von rissauslösenden Einschlüssen geprägt wird. Grundsätzlich waren die Oberflächenwöhlerlinien durch steile Neigungen, geringe Eckschwingspielzahlen und moderate Streuspannen, die Volumenwöhlerlinien durch einen flachen Wöhlerlinienverlauf und eine sehr große Lebensdauerstreuung gekennzeichnet.

Die Wöhlerversuche bei konventioneller Prüffrequenz zeigten, dass sowohl die Versagensmechanismen als auch der grundsätzliche Wöhlerlinienverlauf auf der Ultraschallschwingprüfmaschine treffend wiedergegeben werden. Die Wöhlerversuchsreihen auf der Ultraschallschwingprüfmaschine führten aber systematisch zu höheren Schwingfestigkeiten. Ursächlich hierfür ist offensichtlich in erster Linie die Beanspruchungskalibrierung der Kerbproben auf der Ultraschallschwingprüfmaschine mit Dehnungsmessstreifen. Eine Optimierung der Beanspruchungskalibrierung ist für zukünftige Untersuchungen auf der Ultraschallschwingprüfmaschine daher zwingend erforderlich.

Auch bei den bauteilnahen innendruckbelasteten Demonstratoren wird das Versagen im Wöhlerversuch bei geringen Lebensdauern an der Oberfläche ausgelöst. Bei hohen bis sehr hohen Schwingspielzahlen treten neben den Ausfällen an nichtmetallischen Einschlüssen im Werkstoffvolumen auch Ausfälle an der Oberfläche auf. Der Übergang von frühen zu späten Oberflächenausfällen ist nicht stetig. Zwar konnten metallografisch gewisse Unterschiede zwischen den frühen und späten Oberflächenausfällen festgestellt werden, eine Erklärung für die unterschiedlichen Schwingspielzahlbereiche der Ausfälle lieferten diese jedoch nicht. Letztlich konnte nicht abschließend geklärt werden, ob das gegenüber den Kerbproben unterschiedliche Schwingfestigkeitsverhalten eine Folge der Prüflingsbeschaffenheit bzw. -beanspruchung war oder aber aus der Versuchsführung resultierte.

Neben den Wöhlerversuchen wurden an den Kerbproben und an den Demonstratoren Betriebsfestigkeitsversuche durchgeführt. Während bei den Kerbproben auf der Ultraschallschwingprüfmaschine verfahrensbedingt nur Gassnerlinien für Volumenversagen ermittelt werden konnten, lag der Fokus bei den Demonstratoren aufgrund der geringeren Grenzschwingspielzahl auf der Ermittlung der Gassnerlinien für Oberflächenversagen. Auf diese Weise konnten für beide Ausfallmechanismen aus den Betriebsfestigkeitsversuchen über

Schädigungsrechnungen tatsächliche Schadenssummen für die Auslegung von Common-Rail-Bauteilen aus 100Cr6 abgeleitet werden. Um diese Schadenssummen statistisch breiter abzusichern, wird empfohlen, in Anschlussarbeiten weitere Betriebsfestigkeitsversuche durchzuführen.

Auf Basis der vorliegenden Versuchsdaten wurde das Konzept der modularen Bauteilwöhlerlinie entwickelt. Die Methode ermöglicht es, die Mechanismenwöhlerlinie für Common-Rail-Bauteile aus dem Werkstoff 100Cr6 bei rein schwellender Innendruckbelastung abzuschätzen. Ein wesentlicher Bestandteil der modularen Bauteilwöhlerlinie stellen normierte Kenngrößen dar. Diese wurden mit dem Konzept der normierten Wöhlerlinie abgeleitet. Hierzu wurde ein Verfahren definiert, das es ermöglicht, die Normierung der einzelnen Wöhlerversuchsreihen und die statistische Auswertung der normierten Versuchsdaten zu verknüpfen. Die entwickelte Methode wurde gesondert auf Bauteil- und Werkstoffprobenversuchsreihen angewendet. Auf diese Weise konnten für die Oberflächenwöhlerlinie normierte Kennwerte für die Neigung und die Eckschwingspielzahl sowie die Streuspanne in Last- und Schwingenspielzahlrichtung ermittelt werden. Für die Volumenwöhlerlinie wurden analog normierte Kennwerte für die Neigung und die Streuspanne in Schwingenspielzahlrichtung bestimmt. Komplettiert wird die Oberflächenwöhlerlinie der modularen Bauteilwöhlerlinie durch eine experimentell ermittelte Dauerfestigkeit. Es wurde hierzu unter Berücksichtigung der normierten Kenngrößen ein Prüf- und Auswerteverfahren abgeleitet, das es erlaubt, Wöhlerversuchsreihen auf Basis einer deutlich reduzierten Stichprobe bei mindestens gleichbleibendem Informationsgehalt durchzuführen. Die Volumenwöhlerlinie der modularen Bauteilwöhlerlinie wird ihrerseits durch eine rechnerisch bestimmte Schwingfestigkeit bei $N = 10^7$ Schwingenspiele vervollständigt. Hierzu wurde ein bestehendes Fehlstellenmodell weiterentwickelt und anhand einzelner Versuchsergebnisse einer ersten Verifikation unterzogen.

Auf Basis der modularen Bauteilwöhlerlinie kann mittels linearer Schadensakkumulation unter Verwendung der im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Mittelspannungsempfindlichkeiten und Schadenssummen die modulare Bauteilgassnerlinie abgeschätzt werden. Die notwendigen Eingangsdaten für den Sicherheitsnachweis können somit für Common-Rail-Bauteile aus 100Cr6 bereitgestellt werden.

Das im Rahmen des Sicherheitsnachweises angewendete Betriebsfestigkeitskonzept wurde ebenfalls weiterentwickelt. Das neue Konzept sieht vor, die Ausfallwahrscheinlichkeit des Betriebsfestigkeitsnachweises mit der Ausfallwahrscheinlichkeit des Dauerfestigkeitsnachweises zu verknüpfen. Die Ausfallwahrscheinlichkeit der dauerfesten Auslegung wird hierzu einer Eintretenswahrscheinlichkeit von Ausfällen gleichgesetzt. Der kombinierte Sicherheitsnachweis erlaubt auf diese Weise eine last- und schwingenspielzahlabhängige Aussage über die zu erwartende Ausfallwahrscheinlichkeit eines Bauteils. Die beiden eigenständigen Konzepte der dauer- und betriebsfesten Auslegung werden vereint, was einen stetigen Übergang zwischen den bestehenden Konzepten ermöglicht. Ein Betriebsfes-

tigkeitsnachweis ist damit auch für Lastkollektive möglich, die vollständig unterhalb der Dauerfestigkeit liegen. Darüber hinaus kann das Risiko von Spätausfällen im Werkstoffvolumen im erweiterten kombinierten Sicherheitsnachweis quantifiziert werden.

Neben der Optimierung der Beanspruchungskalibrierung auf der Ultraschallschwingprüfmaschine, gilt es zukünftig, insbesondere das Fehlstellenmodell zur Vorhersage der Schwingfestigkeit der Volumenwöhlerlinie anhand weiterer Versuchsdaten zu verifizieren. Es müssen darüber hinaus Möglichkeiten gefunden werden, um den Schwingfestigkeitsabfall aufgrund von seltenen (mesoskopischen) nichtmetallischen Einschlüssen abschätzen zu können, die im Rahmen der Werkstoffcharakterisierung mittels der heute gängigen Analyseverfahren in der Regel nicht detektiert werden. Weitere VHCF-Forschungsarbeiten sollten ferner den Bauteilaspekt und realistische Betriebsbeanspruchungen berücksichtigen. Darüber hinaus ist ein zeitnaher Transfer der VHCF-Erkenntnisse in Regelwerke, Richtlinien und Normen anzustreben.

Literaturverzeichnis

- [1] Robert Bosch GmbH (Hrsg.): *Diesel-Speichereinspritzsystem Common Rail. Fachwissen Kfz-Technik. Dieselmotor-Management*. 3. Aufl. Stuttgart : 2004.
- [2] Robert Bosch GmbH: *Presse-Information PI 5831 DS Kl/Vi: 10 Jahre Common Rail im Auto - Mai 2007*. URL <http://www.bosch-presse.de/presseforum/pressdownload/text/PI5831.pdf?id=3116,1>. - Aktualisierungsdatum: 05.03.2013
- [3] HAIBACH, E.: *Betriebsfestigkeit*. 3. Aufl. Berlin : Springer-Verlag, 2006.
- [4] RADAJ, D.; VORMWALD, M.: *Ermüdungsfestigkeit*. Berlin : Springer-Verlag, 2007.
- [5] FKM-Richtlinie: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 6. Aufl. Frankfurt : VDMA-Verlag, 2012.
- [6] LEONHARD, R.; WARGA, J.: Common-Rail-System von Bosch mit 2000 bar Einspritzdruck für Pkw. In: *Motortechnische Zeitschrift* 69 (2008), Nr. 10, S. 834-840
- [7] CHAPETTI, M. D.; TAGAWA, T.; MIYATA, T.: Ultra-long cycle fatigue of high-strength carbon steels part I: review and analysis of the mechanism of failure. In: *Materials Science and Engineering A* 356 (2003), Nr. 1-2, S. 227-235
- [8] MARINES, I.; DOMINGUEZ, G.; BAUDRY, G.; VITTORI, J.-F.; RATHERY, S.; DOUCET, J.-P.; BATHIAS, C.: Ultrasonic fatigue tests on bearing steel AISI-SAE 52100 at frequency of 20 and 30 kHz. In: *International Journal of Fatigue* 25 (2003), S. 1037-1046
- [9] FURUYA, Y.; HIRUKAWA, H.; KIMURA, T.; HAYAISHI, M.: Gigacycle fatigue properties of high-strength steels according to inclusion and ODA sizes. In: *Metallurgical and Materials Transactions A* 38A (2007), S. 1722-1730
- [10] SHIOZAWA, K.; HASEGAWA, T.; KASHIWAGI, Y.; LUC, L.: Very high cycle fatigue properties of bearing steel under axial loading condition. In: *International Journal of Fatigue* 31 (2009), S. 880-888
- [11] BACHER-HÖCHST, M.; ISSLER, S.: How to deal with very high cycle fatigue (VHCF) effects in practical applications. In: BERGER, C.; CHRIST, H.-J. (Hrsg.): *Proc. Fifth Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF5)*. Berlin : DVM, 2011, S. 45-50
- [12] GUDEHUS, H.; ZENNER, H.: *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung*. 4. Aufl. Düsseldorf : Verlag Stahleisen GmbH, 1999.
- [13] BARGEL, H.-J.; SCHULZE, G.: *Werkstoffkunde*. 10. Aufl. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 2008.
- [14] SCHOTT, G.: *Werkstoffermüdung - Ermüdungsfestigkeit*. 4. Aufl. Stuttgart : Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1997.
- [15] RICHARD, H. A.; SANDER, M.: *Ermüdungsrisse*. 1. Aufl. Wiesbaden : Vieweg + Teubner- Verlag, 2009.
- [16] MILLER, K. J.: The behaviour of short fatigue cracks and their initiation. Part I - A review of two recent books. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 10 (1987), Nr. 1, S. 75-91

- [17] PARIS, P. C.; ERDOGAN, F.: A critical analysis of crack propagation laws. *In: Trans ASTM Journal of Basic Engineering* 85 (1963), Nr. 4, S. 528-534
- [18] PARIS, P. C.; GOMEZ, M. P.; ANDERSON, W. P.: A rational analytic theory of fatigue. *In: Trend in Engineering* (1961), Nr. 13, S. 9-14
- [19] MILLER, K. J.: The behaviour of short fatigue cracks and their initiation. Part II - A general summary. *In: Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 10 (1987), Nr. 2, S. 93-113
- [20] FROST, N. E.: A relation between the critical alternating propagation stress and crack length for mild steel. *In: Proc. of the Institution of Mechanical Engineers* 173 (1959), Nr. 1, S. 811-836
- [21] EL HADDAD, M. H.; SMITH, K. N.; TOPPER, T. H.: Fatigue crack propagation of short cracks. *In: Journal of Engineering Materials and Technology* 101 (1979), Nr. 1, S. 42-46
- [22] Eurocode 3: *Design of Steel Structures, Part 1-9, Fatigue, EN 1993-1-9*. Brüssel : CEN, 2005.
- [23] SONSINO, C. M.: "Dauerfestigkeit" - Eine Fiktion. *In: Konstruktion* 57 (2005), Nr. 4, S. 87-92
- [24] SONSINO, C. M.: Course of SN-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety. *In: International Journal of Fatigue* 29 (2007), S. 2246-2258
- [25] BASQUIN, O. H.: The exponential law of endurance tests. *In: Proc. ASTM* 10 (1910), S. 625-630
- [26] MAUCH, H.: *Lebensdauerstatistik*. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., 1999 - Forschungsvorhaben Nr. 304/I, Statistische Methoden zur Beurteilung von Bauteillebensdauer und Zuverlässigkeit und ihre beispielhafte Anwendung auf Zahnräder, Heft 591, Abschlussbericht
- [27] MAYER, H.: Fatigue crack growth and threshold measurements at very high frequencies. *In: International Materials Reviews* 44 (1999), Nr. 1, S. 1-34
- [28] STANZL-TSCHEGG, S. E.: Ultrasonic fatigue. *In: LÜTJERING, G.; NOWACK, H. (Hrsg.): Proc. Sixth International Fatigue Congress (Fatigue 96)*. Berlin : Elsevier, 1996, S. 1887-1898
- [29] BATHIAS, C.: Piezoelectric fatigue testing machines and devices. *In: International Journal of Fatigue* 28 (2006), S. 1438-1445
- [30] SAKAI, T. (Hrsg.): *Proc. Third International Conference of Very High Cycle Fatigue (VHCF3)*. Kusatsu : Society of Materials Science, Japan, 2004
- [31] ALLISON, J. E.; JONES, J. W.; LARSEN, J. M.; RITCHIE, R. O. (Hrsg.): *Proc. Fourth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF4)*. Ann Arbor : The Minerals, Metals & Materials Society, 2007
- [32] BERGER, C.; CHRIST, H.-J. (Hrsg.): *Proc. Fifth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF5)*. Berlin : DVM Berlin, 2011
- [33] ZIMMERMANN, M.: Diversity of damage evolution during cyclic loading at very high numbers of cycles – An overview. *In: International Materials Review* 57 (2012), S. 73-91

- [34] CHRIST, H.-J.: *Unendliche Lebensdauer für zyklisch beanspruchte Hochleistungswerkstoffe*. Siegen, 2008 - Antrag auf Einrichtung eines DFG-Schwerpunktprogrammes
- [35] MUGHRABI, H.: Zur Dauerschwingfestigkeit im Bereich extrem hoher Bruchlastspielzahlen: Mehrstufige Lebensdauerkurven. In: *Härtereitechnische Mitteilungen* 56 (2001), Nr. 5, S. 300-303
- [36] MUGHRABI, H.: On 'multi-stage' fatigue life diagrams and the relevant life-controlling mechanisms in ultrahigh-cycle fatigue. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 25 (2002), Nr. 8-9, S. 755-764
- [37] MUGHRABI, H.: Specific features and mechanisms of fatigue in the ultrahigh-cycle regime. In: *International Journal of Fatigue* 28 (2006), Nr. 11, S. 1501-1508
- [38] MURAKAMI, Y.; NOMOTO, T.; UEDA, T.; MURAKAMI, Y.: On the mechanism of fatigue failure in the superlong life regime ($N > 10^7$ cycles). Part 1: influence of hydrogen trapped by inclusions. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 23 (2000), Nr. 11, S. 893-902
- [39] SHIOZAWA, K.; MORII, Y.; NISHINO, S.; LU, L.: Subsurface crack initiation and propagation mechanism in high-strength steel in a very high cycle fatigue regime. In: *International Journal of Fatigue* 28 (2006), Nr. 11, S. 1521-1532
- [40] SAKAI, T.; SATO, Y.; OGUMA, N.: Characteristic S-N properties of high-carbon-chromium-bearing steel under axial loading in long-life fatigue. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 25 (2002), S. 765-773
- [41] FURUYA, Y.; MATSUOKA, S.; ABE, T.; YAMAGUCHI, K.: Gigacycle fatigue properties for high-strength low-alloy steel at 100 Hz, 600Hz, and 20 kHz. In: *Scripta Materialia* 46 (2002), S. 157-162
- [42] GRAD, P.; REUSCHER, B.; BRODYANSKI, A.; KOPNARSKI, M.; KERSCHER, E.: Mechanism of fatigue crack initiation and propagation in the very high cycle fatigue regime of high-strength steels. In: *Scripta Materialia* 67 (2012), S. 838-841
- [43] SAKAI, T.; TAKEDA, M.; SHIOZAWA, K.; OCHI, Y.; NAKAJIMA, M.; NAKAMURA, T.; OGUMA, N.: Experimental reconfirmation of characteristic S-N property for high carbon chromium bearing steel in wide life region in rotating bending. In: *Journal of the Society of Materials Science, Japan* 49 (2000), S. 779-785
- [44] SAKAI, T.: Review and prospects for current studies on very high cycle fatigue of metallic materials for machine structural use. In: *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering* 3 (2009), Nr. 3, S. 425-439
- [45] MONNOT, J.; HERITIER, B.; COGNE, J. Y.: Relationship of melting practice, inclusion type, and size with fatigue resistance of bearing steels. In: *Effect of Steel Manufacturing Processes on the Quality of Bearing Steels* (1986), S. 149-165
- [46] FURUSAWA, T.; SAKAI, T.; TAKIZAWA, R.; NAKAJIMA, M.; SHIOZAWA, K.; OGUMA, N.; OKADA, K.; SUGETA, A.; KAWAGOISHI, N.; SAKAIDA, A.; SAKAMOTO, H.: Development of multi-type fatigue testing machine in axial loading and verification of its fundamental performance. In: *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers* 72 (2006), S. 886-894
- [47] MURAKAMI, Y.; YOKOYAMA, N. N.; NAGATA, J.: Mechanism of fatigue failure in ultralong life regime. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 25 (2002), Nr. 8-9, S. 735-746

- [48] NAKAJIMA, M.; TOKAJI, K.; ITOGA, H.; SHIMIZU, T.: Effect of loading condition on very high cycle fatigue behavior in a high strength steel. *In: International Journal of Fatigue* 32 (2010), Nr. 2, S. 475-480
- [49] TANAKA, K.; AKINIWA, Y.: Fatigue crack propagation behaviour derived from S-N data in very high cycle regime. *In: Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 25 (2002), S. 775-784
- [50] SHIOZAWA, K.; LU, L.: Very high-cycle fatigue behaviour of shot-peened high-carbon-chromium bearing steel. *In: Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 25 (2002), Nr. 8-9, S. 813-822
- [51] SAKAI, T.; OGUMA, N.; HARADA, H.: Strength level dependence of very high cycle fatigue property in interior inclusion-induced fracture for bearing steel in rotating bending. *In: ALLISON, J. E.; JONES, J. W.; LARSEN, J. M.; RITCHIE, R. O. (Hrsg.): Proc. Fourth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF4)*. Ann Arbor : The Minerals, Metals & Materials Society, 2007, S. 129-136
- [52] AKINIWA, Y.; MIYAMOTO, N.; TSURU, H.; TANAKA, K.: Notch effect on fatigue strength reduction of bearing steel in the very high cycle regime. *In: International Journal of Fatigue* 28 (2006), S. 1555-1565
- [53] MAYER, H.; HAYDN, W.; SCHULLER, R.; ISSLER, S.; FURTNER, B.; BACHER-HÖCHST, M.: Very high cycle fatigue properties of bainitic high carbon-chromium steel. *In: International Journal of Fatigue* 31 (2009), Nr. 2, S. 242-249
- [54] SAKAI, T.; SATO, Y.; NAGANO, Y.; TAKEDA, M.; OGUMA, N.: Effect of stress ratio on long life fatigue behavior of high carbon chromium bearing steel under axial loading. *In: International Journal of Fatigue* 28 (2006), S. 1547-1554
- [55] SCHÜTZ, W.: Über die Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugteilen. *In: Zeitschrift für Flugwissenschaften* 15 (1967), S. 407-419
- [56] LINKEWITZ, T.: *Berechnung der Wechselfestigkeit von gekerbten und mehrachsigen beanspruchten Proben des Stahls 100Cr6 im bainitischen Zustand*. Universität Bremen, Dissertation, 1998
- [57] ZOCH, H. W.: Wärmebehandlungsverfahren in der Wälzlagerfertigung. *In: Härterei-Technische Mitteilungen* 47 (1992), S. 223-230
- [58] SCHREIBER, E.: Härterisse und Schleifrisse - Ursachen und Auswirkungen von Eigenspannungen (1. Teil). *In: ZWF* 71 (1976), S. 460-465
- [59] SCHREIBER, E.: Die Eigenspannungsbildung beim Schleifen gehärteten Stahles. *In: Härterei-Technische Mitteilungen* 28 (1973), S. 186-199
- [60] BRINKSMEIER, E.: Eigenspannungsanalyse zur Prozessgestaltung beim Schleifen. *In: Härterei-Technische Mitteilungen* 45 (1990), S. 348-355
- [61] BUXBAUM, O.: *Betriebsfestigkeit - Sicher und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile*. 2. Aufl. Düsseldorf : Stahleisen-Verlag, 1992.
- [62] VDI-Richtlinie 2227 (überholter Entwurf): *Festigkeit bei wiederholter Beanspruchung, Zeit- und Dauerfestigkeit metallischer Werkstoffe, insbesondere von Stählen*. Berlin : Beuth-Verlag, 1979.

- [63] LEYENDECKER, T.: *Untersuchungen zum Einfluss des Prüfsignals auf die Schwingfestigkeit des Common-Rail-Systems*. Universität Karlsruhe, Maschinenbau, Dissertation, 2008
- [64] ZIMMERMANN, M.; CHRIST, H.-J.: Experimentelle Herausforderungen bei der Versuchsführung zur Charakterisierung des Ermüdungsverhalten im Übergang von HCF zu VHCF. In: POHL, M. (Hrsg.): *Proc. Werkstoffprüfung: Konstruktion, Qualitätssicherung und Schadensanalyse*. Neu-Ulm : Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 2007, S. 385-391
- [65] EBARA, R.: The present situation and future problems in ultrasonic fatigue testing – Mainly reviewed on environmental effects and materials' screening. In: *International Journal of Fatigue* (2006), Nr. 28, S. 1465-1470
- [66] AKINIWA, Y.; TANAKA, K.: Very high cycle fatigue strength of bearing steel with notch. In: ALLISON, J. E.; JONES, J. W.; LARSEN, J. M.; RITCHIE, R. O. (Hrsg.): *Proc. Fourth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF4)*. Ann Arbor : The Minerals, Metals & Materials Society, 2007, S. 289-294
- [67] FURUYA, Y.; ABE, T.; MATSUOKA, S.: 1E10-cycle fatigue properties of 1800MPa-class JIS-SUP7 spring steel. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 26 (2003), S. 641-645
- [68] FURUYA, Y.: Specimen size effects on gigacycle fatigue properties of high-strength steel under ultrasonic fatigue testing. In: *Scripta Materialia* 58 (2008), S. 1014-1017
- [69] ZHAO, A.; XIE, J.; SUN, C.; LEI Z.; HONG, ; HONG, Y.: Effects of strength level and loading frequency on very-high-cycle fatigue behavior for a bearing steel. In: *International Journal of Fatigue* 38 (2012), S. 46-56
- [70] TAKEUCHI, E.; FURUYA, Y.; NAGASHIMA, N.; MATSUOKA, S.: The effect of frequency on the giga-cycle fatigue properties of a Ti-6Al-4V alloy. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 31 (2008), S. 599-605
- [71] ISSLER, S.; BACHER-HÖCHST, M.; HAYDN, W.: Fatigue design for components under variable loading in the very high cycle fatigue area. In: SONSINO, C. M.; MC KEIGHAN, P. (Hrsg.): *Proc. 2nd international Conference on Material and Component Performance under Variable Amplitude Loading*. Darmstadt : DVM, 2009, S. 935-944
- [72] BAYRAKTAR, E.; GARCIA, I. M.; BATHIAS, C.: Failure mechanisms of automotive metallic alloys in very high cycle fatigue range. In: *International Journal of Fatigue* 28 (2006), S. 1590-1602
- [73] MAYER, H.; EDE, C.; ALLISON, J. - E.: Influence of cyclic loads below endurance limit or threshold stress intensity on fatigue damage in cast aluminium alloy 319-T7. In: *International Journal of Fatigue* 27 (2005), S. 129-141
- [74] HOLPER, B.; MAYER, H.; VASUDEVAN, A.K.; STANZL-TSCHEGG, S. E.: Near threshold fatigue crack growth at positive load ratio in aluminium alloys at low and ultrasonic frequency: influences of strain rate, slip behaviour and air humidity. In: *International Journal of Fatigue* 26 (2004), S. 27-38
- [75] ENGLER-PINTO JR., C. C.; FRISCH SR., R. J.; LASECKIL, J. V.; MAYER, H.; ALLISON, J. E.: Effect of frequency and environment on high cycle fatigue of cast aluminium alloys. In: ALLISON, J. E.; JONES, J. W.; LARSEN, J. M.; RITCHIE, R. O. (Hrsg.): *Proc. Fourth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF4)*. Ann Arbor : The Minerals, Metals & Materials Society, 2007, S. 421-427

- [76] SCHNEIDER, N.; PYTTEL, B.; BERGER, C.: Ultrasonic fatigue tests in comparison with conventional fatigue tests under constant and variable amplitude loading. In: BERGER, C.; CHRIST, H.-J. (Hrsg.): *Proc. Fifth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF5)*. Berlin : DVM, 2011, S. 485-490
- [77] SCHMID, S.: *Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von mittel- und hochfesten Stählen bei sehr hohen Lastspielzahlen unter Berücksichtigung von Schwingungsrissskorrosion infolge moderner Biokraftstoffe*. Universität Bremen, Produktionstechnik, Dissertation, 2014
- [78] LAIRD, C.; CHARLESLEY, P.: Strain rate sensitivity effects in cyclic deformation and fatigue fracture. In: WELLS, J. M.; BUCK, O. R. R. D.; TIEN, J. K. (Hrsg.): *Proc. 1st International Conference on Fatigue and Corrosion Fatigue up to Ultrasonic Frequencies*. Seven Springs : The Metallurgical Society of AIME, 1982, S. 187-205
- [79] WERNER, S.; SONSINO, C. M.: *Einfluss der Versuchsfrequenz auf die Schwingfestigkeit von Aluminium und Aluminiumlegierungen*. Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit Darmstadt, 1998 - LBF-Bericht Nr. 7993/2
- [80] TSUTSUMI, N.; MURAKAMI, Y.; DOQUET, V.: Effect of test frequency on fatigue strength of low carbon steel. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 32 (2009), S. 473-483
- [81] HEIMBACH, H.: Zum Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Zeit- und Dauerfestigkeit von Stahl. In: *Materialprüfung* 12 (1970), Nr. 11, S. 377-380
- [82] FURUYA, Y.; MATSUOKA, S.: Gigacycle fatigue properties of a modified-ausformed Si-Mn steel and effects of microstructure. In: *Metallurgical and Materials Transactions A* 35A (2004), S. 1715-1723
- [83] BATHIAS, C.; PARIS, P. C.: *Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice*. New York : Marcel Dekker, 2005.
- [84] SPECKARDT, H.; GUGAU, M.: Korrosion und Korrosionsschutz von Metallen. In: BEITZ, W.; GROTE, K. (Hrsg.): *Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau*. 21. Aufl., Berlin : Springer, 2005, S. E89-E98
- [85] HARRIS, W. J.: *Metallic Fatigue*. Oxford : Pergamon Press, 1961.
- [86] ZENNER, H.: *Betriebsfestigkeit und Entwicklungszeitverkürzung*. DVM Arbeitskreis Betriebsfestigkeit, Köln, 1997 - DVM-Bericht 123
- [87] SCHNEIDER, N.; PYTTEL, B.; BERGER, C.: *Bauteilauslegung unter Berücksichtigung von Beanspruchungen mit variablen Amplituden und sehr hohen Schwingspielzahlen (VHCF-VA)*. Schwieberdingen, 2010 - Vortrag im Rahmen des FKM Fachkreises Bauteilfestigkeit am 07.09.2010 in Schwieberdingen
- [88] MURAKAMI, Y.: *Metal Fatigue - Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*. London : Elsevier, 2002.
- [89] MCGREEVY, T. E.; SOCIE, D. F.: Competing roles of microstructure and flaw size. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 22 (1999), Nr. 6, S. 495-508
- [90] KRUG, T.: *Beurteilung des Schädigungsverhaltens einatzgehärteter Kerbproben mit Hilfe eines lokalen Konzeptes*. Universität Karlsruhe, Maschinenbau, Dissertation, 2006

- [91] KITAGAWA, H.; TAKAHASHI, S.: Applicability of fracture mechanics to very small cracks in the early stage. In: ASM (Hrsg.): *Proc. 2nd International Conference on Mechanical Behaviour of Materials*. Boston : 1976, S. 627-631
- [92] TANAKA, K.; NAKAI, Y.; YAMASHITA, M.: Fatigue growth threshold of small cracks. In: *International Journal of Fracture* 17 (1981), Nr. 5, S. 519-533
- [93] KLOOS, K. H.; FUCHSBAUER, B.; MAGIN, W.; ZANKOW, D.: Übertragbarkeit von Probestab-Schwingfestigkeitseigenschaften auf Bauteile. In: *VDI-Berichte* (1979), Nr. 354, S. 59-72
- [94] KLOOS, K. H.: Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften. In: *VDI-Berichte* (1976), Nr. 268, S. 63-76
- [95] WEIBULL, W.: A statistical theory of the strength of materials. *Proc. Royal Swedish Institute for Engineering Research No. 151*. Stockholm : Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag, 1939
- [96] BOMAS, H.; LINKEWITZ, T.; MAYR, P.: Application of a weakest-link concept to the fatigue limit of the bearing steel SAE 52100 in a bainitic condition. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 22 (1999), Nr. 9, S. 733-741
- [97] MELANDER, A.; ROLFSSON, M.; NORDGREN, A.; JANSSON, B.; HEDBERG, H.; LUND, T.: Influence of inclusion contents on fatigue properties of SAE 52100 bearing steels. In: *Scandinavian Journal of Metallurgy* 20 (1991), Nr. 4, S. 229-244
- [98] SANDSTRÖM, R.; KARLSSON, L.: Transfer of two dimensional inclusion size distributions to three dimensions. In: Swedish Institute for Metal Research (Hrsg.): *Proc. Swedish Symposium on Non-Metallic Inclusions in Steel*. 1981, S. 242-268
- [99] SONSINO, C. M.: Betriebsfestigkeit - Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen. In: *MP Materials Testing* 50 (2008), Nr. 1-2, S. 77-90
- [100] GASSNER, E.: Festigkeitsversuche mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau. In: *Luftwissen* 6 (1939), Nr. 2, S. 61-64
- [101] BERGER, C.; EULITZ, K. G.; HEULER, P.; KOTTE, K. L.; NAUNDORF, H.; SCHÜTZ, W.; SONSINO, C. M.; WIMMER, A.; ZENNER, H.: Betriebsfestigkeit in Germany - an Overview. In: *International Journal of Fatigue* 24 (2002), S. 603-625
- [102] PALMGREN, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern. In: *VDI-Zeitung* 68 (1924), Nr. 14, S. 339-341
- [103] MINER, M. A.: Cumulative damage in fatigue. In: *Journal of Applied Mechanics* 12 (1945), Nr. 4, S. A159-A164
- [104] EULITZ, K.-G.: *Beurteilung der Zuverlässigkeit von Lebensdauervorhersagen nach dem Nennspannungskonzept und dem Örtlichen Konzept anhand einer Sammlung von Betriebsfestigkeitsversuchen*. Technische Universität Dresden, Fakultät für Maschinenwesen, Habilitationsschrift, 1999
- [105] HAIBACH, E.: *Modifizierte lineare Schadensakkumulationshypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung*. LBF-Technische Mitteilung TM 50/70, 1970
- [106] PÖTING, S.: *Lebensdauerabschätzung im High Cycle Fatigue-Bereich*. Technische Universität Clausthal, Dissertation, 2003

- [107] MAYER, H.; HAYDN, W.; SCHULLER, R.; ISSLER, S.; FURTNER, B.; BACHER-HÖCHST, M.: Very high cycle fatigue properties of bainitic high carbon-chromium steel under variable amplitude conditions. In: *International Journal of Fatigue* 31 (2009), Nr. 8-9, S. 1300-1308
- [108] MAYER, H.; FITZKA, M.; SCHULLER, R.: Ultrasonic fatigue testing of 2024-T351 aluminium alloy at different load ratios under constant and variable amplitude. In: BERGER, C.; CHRIST, H.-J. (Hrsg.): *Proc. Fifth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF5)*. Berlin : DVM, 2011, S. 355-360
- [109] STANZL-TSCHEGG, S. E.; MAYER, H.; STICH, A.: Variable amplitude loading in the very high-cycle fatigue regime. In: *Fatigue Fracture of Engineering Materials & Structures* 25 (2002), S. 887-896
- [110] Robert Bosch GmbH: *Diesel Systems - Common Rail Systeme CRS3 mit 1800 bis 2000 bar und Piezo-Injektoren*. URL http://www.bosch-automotivetechnology.com/media/db_application/downloads/pdf/antrieb/de_5/05_DS_Sheet_Common_Rail_Systeme_CRSS3_mit_1800_20110826.pdf. - Aktualisierungsdatum: 05.09.2013
- [111] FINNEY, D. J.: *Probit Analysis - A Statistical Treatment of the Sigmoid Resonse Curve*. Cambridge University Press, 1947.
- [112] KRÜGER, R.; FAHL, U.; VOSS, A.: Alternative Kraftstoffe und Antriebe - ein Weg zur Minderung der Kohlenwasserstoffemissionen. In: *ATZ Automobiltechnische Zeitschrift* 100 (1998), Nr. 1, S. 26-33
- [113] GEISELHART, S.: *Analyse der Belastungsstreuung und Kollektivzusammensetzung in Bezug auf die Schädigung von Einspritzkomponenten im Dieselmotor*. Universität Stuttgart, Institut für Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre, Diplomarbeit, 2008
- [114] ULRICH, D.; BERTSCHE, B.: Verification of load collectives for the testing of automotive diesel common rail systems. *Proc. European Safety and Reliability Conference*. Berlin : 2004
- [115] BACHER-HÖCHST, M.; SCHEFFOLD, A.: Systemverhalten und Betriebsfestigkeit von Komponenten in modernen Einspritzsystemen und Bremsanlagen. In: *Konstruktion* 57 (2005), Nr. 7/8, S. 76-81
- [116] HENGERER, F.; LUCAS, G.; NYBERG, B.: Zwischenstufenumwandlung von Wälzlagerstählen. In: *Härtereitechnische Mitteilungen* 2 (1974), S. 71-79
- [117] ALTENDORFER, M.: *Eigenstressanalysen an Rundproben und Demonstratoren im Auftrag der Robert Bosch GmbH, Stuttgart*. FH Kaiserslautern, Fachbereich Angewandte Ingenieurwissenschaften, 2012 - Abschlussbericht
- [118] SCHREIBER, E.: Die Eigenstressausbildung beim Schleifen gehärteten Stahles. In: *Härtereitechnische Mitteilungen* 28 (1973), Nr. 3, S. 1-15
- [119] HOFFMANN, J.: *Persönliche Mitteilung*. Fachhochschule Kaiserslautern, Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung, 02.02.2012.
- [120] KRUPP, U.: *Mikrostrukturelle Aspekte der Rissinitiierung und -ausbreitung in metallischen Werkstoffen*. Universität Siegen, Fachbereich Maschinentechnik, Habilitationsschrift, 2004
- [121] HABERZETTL, G.: Die Fünf-Prozent-Mentalität - eine Gefahr. In: *Messen und Prüfen* 18 (1982), Nr. 1/2, S. 60-67

- [122] FISHER, R. A.: *Statistical methods for research workers*. Edinburgh : Oliver & Boyd, 1972.
- [123] DRESSLER, K.; FETH, S.; RUF, N.; SPECKERT, M.: *Statistische Methoden in der Betriebsfestigkeit*. Fraunhofer Institut für Techno- und Wirtschaftsmathematik, Kaiserslautern, 2008 - Seminarunterlagen
- [124] SCHWABE, F.: *Maximum-Likelihood-Schätzung für abgestufte Lebensdauerversuche mit wechselnden Ausfallstellen und vorzeitigen Versuchsstopps*. Robert Bosch GmbH, GS/ETC, Schwieberdingen, 2010 - Firmenschrift
- [125] KOVACS, S.; BECK, T.; SINGHEISER, L.: Influence of mean stresses on fatigue life and damage of a turbine blade steel in the VHCF-regime. *In: International Journal of Fatigue* 49 (2013), S. 90-99
- [126] SEEGER, T.; SCHÖN, M.; BERGMANN, J. W.; VORMWALD, M.: *Autofrettage I: Vorhaben Nr. 478 - Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e. V. (FVV), Frankfurt, 1993 - Abschlussbericht
- [127] SEEGER, T.; GREULING, S.; BERGMANN, J. W.: *Autofrettage II: Vorhaben Nr. 671 - Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e. V. (FVV), Frankfurt, 2001 - Abschlussbericht
- [128] DIEMAR, A.; LINNE, K.; BERGMANN, J. W.; VORMWALD, M.: *Einsatzhärten und Autofrettage: Vorhaben Nr. 784 - Dauerfestigkeitssteigerung einsatzgehärteter Hochdruckbauteile durch Autofrettage*. Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e. V. (FVV), Frankfurt, 2004 - Abschlussbericht
- [129] HAIBACH, E.: *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung*. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1968 - LBF-Bericht FB-77
- [130] HAIBACH, E.; MATSCHKE, C.: Normierte Wöhlerlinien für ungekerbte und gekerbte Formelemente aus Baustahl. *In: Stahl und Eisen* 101 (1981), Nr. 3, S. 21-27
- [131] ADENSTEDT, R.: *Streuung der Schwingfestigkeit*. Technische Universität Clausthal, Dissertation, 2001
- [132] DAHL, W.: *Eigenschaften und Anwendungen von Stählen, Band 2: Stahlkunde*. Aachen : Verlag der Augustinius Buchhandlung, 1993.
- [133] JUNG, I.: Ermüdungsfestigkeit hochlegierter Werkzeugstähle. *In: Härtereitechnische Mitteilungen* 65 (2010), Nr. 5, S. 278-284
- [134] LÖWISCH, G.; KUNOW, S.; WÖLKERLING, S.; KIENZLER, R.; ROHDE, L.; BOMAS, H.: Vorhersage der Lebensdauer und Dauerfestigkeit von hochfesten, durchhärtenden Stählen. *In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 33 (2002), S. 289-297
- [135] SHIMATANI, Y.; SHIOZAWA, K.; NAKADA, T.; YOSHIMOTO, T.; LU, L.: The effect of the residual stresses generated by surface finishing methods on the very high cycle fatigue behavior of matrix HSS. *In: International Journal of Fatigue* 33 (2011), Nr. 2, S. 122-131
- [136] OCHI, Y.; MASAKI, K.; MATSUMURA, T.; SEKINO, T.: Effect of shot-peening treatment on high cycle fatigue property of ductile cast iron. *In: International Journal of Fatigue* 23 (2001) Nr. 5, S. 441-448

- [137] SHIOZAWA, K.; MURAI, M.; SHIMATANI, Y.; TOSHIMOTO, T.: Transition of fatigue failure mode of Ni–Cr–Mo low-alloy steel in very high cycle regime. In: *International Journal of Fatigue* 32 (2010), S. 541-550
- [138] TOKAJI, K.; KO, H.-N.; NAKAJIMA, N.; ITOGA, H.: Effects of humidity on crack initiation mechanism and associated S-N characteristics in very high strength steels. In: *Materials Science and Engineering A345* (2003), S. 197-206
- [139] SCHMID, S.; HAHN, M.; ISSLER, S.; BACHER-HOECHST, M.; FURUYA, Y.; MEHNER, A.; BOMAS, H.; ZOCH, H.-W.: Effect of frequency and biofuel E85 on very high cycle fatigue behaviour of the high strength steel X90CrMoV18. In: *International Journal of Fatigue* 60 (2014), S. 90-100
- [140] BACHER-HOECHST, M.; ISSLER, S.: Assessment of very high cycle fatigue (VHCF) effects in practical applications. In: *Procedia Engineering* 66 (2013), S. 26-33
- [141] PYTTEL, B.; BRUDER, T.; EUFINGER, J.: Approaches to fatigue life assessment applied in the very high cycle regime. In: BERGER, C.; CHRIST, H.-J. (Hrsg.): *Proc. Fifth International Conference on Very High Cycle Fatigue (VHCF5)*. Berlin : DVM, 2011, S. 35-43
- [142] ZIMMERMANN, M.: Bestimmung der Lebensdauer bei schwingender Belastung. In: CHRIST, H.-J. (Hrsg.): *Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe*. 2. Aufl., Weinheim : Wiley-VCH, 2009, S. 25-34
- [143] PYTTEL, B.; SCHWERDT, D.; BERGER, C.: Very high cycle fatigue – Is there a fatigue limit? In: *International Journal of Fatigue* 33 (2011) Nr. 1, S. 49-58
- [144] PYTTEL, B.; SCHWERDT, D.; BERGER, C.: Fatigue strength and failure mechanisms in the VHCF-region for quenched and tempered steel 42CrMoS4 and consequences to fatigue design. In: *Procedia Engineering* 2 (2010) Nr. 1, S. 1327-1336
- [145] RAVI CHANDRAN, K. S.; CHANG, P.; CASHMAN, G. T.: Competing failure modes and complex S-N curves in fatigue of structural materials. In: *International Journal of Fatigue* 32 (2010) Nr.3, S. 482-491
- [146] HOBACHER, A.: *Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Verbindungen und Bauteile (Recommendations for fatigue design for welded joints and components)*. International Institute of Welding (IIW/IIS), Doc. XIII-1539- 96/XV-845-96. Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1997.
- [147] SCHEFFOLD, A.; RAUSCHER, T.; HÄUSSLER, P.; NONHOFF, S.; MÄHRLE, T.: Auslegung von Dieseleinspritzkomponenten für Höchstdruckanwendungen. In: *Materials Testing* 51 (2009) Nr. 7-8, S. 464-471
- [148] NIESSNER, M.; SEEGER, T.; HOHE, J.; SIEGELE, D.: Festigkeitsberechnung scharf gekerbter Bauteile. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 34 (2003), Nr. 9, S. 797-811
- [149] BERNER, M.; EULITZ, K.-G.: *Lebensdauervorhersage von einatzgehärteten Getriebewellen bei Kollektivbelastungen*. Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V. (FVA), Frankfurt am Main, 2011 - Abschlussbericht zum Vorhaben Nr. 539 I
- [150] AKAIKE, H.: Information theory and an extension of the maximum likelihood principle. In: CSAKI, F.; PETROV, B. N. (Hrsg.): *Proc. of the Second International Symposium on Information Theory*. Budapest : Akademiai Kiado, 1973, S. 267-281

[151] LAI, J.; LUND, T.; RYDEN, K.; GABELLI, A.; STRANDELL, I.: The fatigue limit of bearing steels - Part I: A pragmatic approach to predict very high cycle fatigue strength. *In: International Journal of Fatigue* 37 (2012), S. 155-168