



Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau

Dissertation



Neue Verfahren zur
Betriebsfestigkeitsbewertung von
randschichtgehärteten Bauteilen

Denes Dobberke, M.Sc.

März 2021

Montanuniversität Leoben
Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau
Department Product Engineering
Franz-Josef-Straße 18
8700 Leoben, Austria

Tel.: + 43 (0) 3842 / 402 - 1401

Fax: + 43 (0) 3842 / 402 - 1402

Email: [amb\(at\)unileoben.ac.at](mailto:amb@unileoben.ac.at)

Web: <https://amb.unileoben.ac.at/>



EIDESSTÄTTLICHE ERKLÄRUNG

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

Ich erkläre, dass ich die Richtlinien des Senats der Montanuniversität Leoben zu "Gute wissenschaftliche Praxis" gelesen, verstanden und befolgt habe.

Weiters erkläre ich, dass die elektronische und gedruckte Version der eingereichten wissenschaftlichen Abschlussarbeit formal und inhaltlich identisch sind.

Datum 09.03.2021

Unterschrift Verfasser/in
Denes Dobberke

*Für meinen viel zu früh verstorbenen Opa Willi,
der mich maßgeblich auf diesen Weg geschubst hat
und dessen sehnlichster Wunsch folglich erfüllt wird.*

Vorwort des Autors

Die vorliegende Arbeit entstand innerhalb der Forschungsabteilung Hybridantriebe, Struktur und Mechanik der BMW Group im Rahmen des betriebsinternen Doktorandenprogramms am Standort Garching bei München.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. F. Grün vom Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau der Montanuniversität Leoben für die Betreuung sowie das stetige Interesse am Fortschritt dieser Arbeit, das entgegengebrachte Vertrauen im Zeitraum des Doktoratsstudiums sowie die zügige Revision des Geschriebenen.

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. T. Antretter danke ich für die kritische Durchsicht der Arbeit und der Mentorschaft im Rahmen des Doktoratsstudiums an der Montanuniversität Leoben.

Des Weiteren danke ich den Herren Prof. Dr. mont. habil. DDr. h.c. E. Werner und Dr.-Ing. habil. C. Kremaszky vom Lehrstuhl für Werkstoffkunde und Werkstoffmechanik der TU München für die unkomplizierte Teilnahme an den Lehrveranstaltungen Plastomechanik sowie Kontinuumsmechanik für Ingenieure zur sinnvollen Ergänzung meines Doktorats.

Besonderer Dank gebührt den Herren Dipl.-Ing. Dr. mont. J. Fröschl und Dr.-Ing. J. Wiebesiek der Forschungsabteilung Hybridantriebe, Struktur und Mechanik der BMW Group für die hervorragende Unterstützung/Betreuung während der gesamten Bearbeitungszeit, unzähligen Diskussionen, die Weitergabe der Expertise sowie die großzügige Förderung der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit. Des Weiteren danke ich allen ehemaligen und jetzigen Kollegen & Kolleginnen der Forschungsabteilung für das immer interessierte Nachfragen, sich Zeit nehmen und kritische Hinterfragen bei sämtlichen Gesprächsrunden sowie die angenehme Arbeitatmosphäre über den gesamten Bearbeitungszeitraum, wodurch sie wesentlich zum positiven Gelingen der Arbeit beigetragen haben.

Neben Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. M. Leitner, Dipl.-Ing. Dr. mont. M. Ottersböck, Dipl.-Ing. Dr. mont. D. Simunek und assoz. Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. M. Stoschka danke ich allen Mitarbeitern und Mitarbeiterinnen des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau herzlichst für die freundliche Aufnahme am Lehrstuhl, die großartige Unterstützung im Rahmen der unzähligen Schwingversuche zzgl. Eigenspannungsmessungen sowie die beispiellose Kollegialität während meiner mehrwöchigen Aufenthalte und der gemeinsam verbrachten Zeit in Leoben mit überdurchschnittlichem Unterhaltungswert.

Die Ermittlung diverser Werkstoffkennwerte erfordert die Bereitstellung diverser Probekörper, wobei ich der Firma Böhm + Wiedemann AG für die exakte Fertigung des umfangreichen Probenumfangs danke. Ferner danke ich den Herren A. Siebler, W. Bauer und Dipl.-Ing. J. Naumann für die umfangreiche Unterstützung im Rahmen diverser Probehärtungen und anschließender Vergütung der zahllosen Martensitproben anhand der endgültigen Probengeometrieformen trotz dringlicher Serienthemata. Des Weiteren danke ich Herrn Dipl.-Ing. F. Kusch für sämtliches Engagement hinsichtlich der Implementierung der Testanwendungen der entstandenen Methodik für zukünftige seriennahe Lebensdauerbewertungsprozesse.

Ergänzend soll an dieser Stelle meinen Mitdoktoranden des BMW Group Doktorandenkreises gedankt werden, welche mir stets mit Ihrer Gesellschaft weiterhin Kraft und Mut für die Umsetzung des Vorhabens gaben.

Allen Korrekturlesern danke ich an dieser Stelle für die unermüdliche Fehlersuche inklusive diverser Verbesserungsvorschläge, das kritische Hinterfragen und das Bewältigen meiner gewählten Formulierungen.

Für die mir entgegengebrachte Geduld, den unermüdlichen Rückhalt sowie selbstlosen Verzicht während der Entstehung dieser Arbeit danke ich meiner Frau Stefanie von ganzem Herzen - ohne dich hätte ich es nicht geschafft!

Kurzfassung

Die vorliegende Dissertation befasst sich mit der Entwicklung einer geschlossenen Simulationskette für die rechnerische Betriebsfestigkeitsbewertung von induktiv randschichtgehärteten Stahlbauteilen auf der Grundlage einer umfangreichen Werkstoffcharakterisierung an Proben aus einem geschmiedeten Bauteil in zwei Gefügeständen.

Im experimentellen Teil der Arbeit erfolgt der Aufbau einer Datenbasis des Schmiedestahls 1.1303. Fokus ist die statische und zyklische Beurteilung des Werkstoffs hinsichtlich des duktilen Grundgefüges sowie gehärteten Martensits, welcher repräsentativ für die induktiv gehärtete Randschicht steht. Vergleichend werden die Zug- sowie Schwingfestigkeitsergebnisse mit den daraus resultierenden unterschiedlichen Gefügemittelspannungsempfindlichkeiten analysiert und durch begleitende Eigenspannungsmessungen komplettiert. Die umfangreiche Materialcharakterisierung stellt einen signifikanten Bestandteil der Arbeit dar und bildet die Grundlage für die Entwicklung eines um Eigenspannungen korrigierten, tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes für die rechnerische Festigkeitsbewertung im Langzeitfestigkeitsbereich von induktiv randschichtgehärteten Komponenten. Ergänzend erfolgt die Prozesssimulation des Induktionshärtens zur Generierung von fertigungsbedingten Bauteileigenspannungen für ein lebensdauerbegünstigendes Druckeigenspannungsniveau in oberflächennahen Bereichen via Methode der finiten Elemente. Abschließend erfolgt der rechnerische Nachweis am Beispiel einer Kurbelwellenkröpfung mit induktiv randschichtgehärteten Haupt- und Pleuellagern zur Vervollständigung der Simulationskette, wodurch mit der vorliegenden Methodik vergleichend zu einer gängigen Auslegungsvorschrift Leichtbaupotenziale aufgezeigt werden.

Das vorliegende Werk bietet dem Anwender die gezielte Betrachtung des Einflusses von fertigungsbedingten Bauteileigenspannungen sowie dem Einbeziehen von unterschiedlichen Gefügecharakteristiken von induktionsgehärteten Strukturen und sieht sich folglich als Medium für die rechnerische Auslegung von randschichtverfestigten Komponenten im Langzeitfestigkeitsbereich.

Stichwörter: Schwingfestigkeit ; randschichtgehärtete Bauteile ; Eigenspannungen

Abstract

The present doctoral thesis focusses on the development of a computational assessment of fatigue strength of induction hardened steel components. An essential basis of this scientific work is represented by the extensive characterisation of materials into two different prepared microstructure conditions out of surface hardened automotive crankshafts.

The database is formed by the experimental tests of the forging steel 1.1303. In order to verify the local process-dependent static and fatigue strength, specimens are extracted from complex automotive parts and adapted to study base material and martensitic properties which represents the induction-hardened surface. The idea behind those investigations is to observe material samples exhibiting a comparably minor residual stress condition in both hardened and unhardened condition to separate the cause variables residual stress, mean stress sensitivity and strength of two material phases on fatigue. This leads to a depth-dependent fatigue strength diagram according to HAIGH corrected by residual stresses, which is the fundament of the present thesis. Furthermore, the experimental test results were combined for inductive hardening process simulation in order to receive a compressive residual stress state within the heat affected zone based on finite element analysis. The described methods were merged into computational fatigue strength assessment of an automotive crankshaft part with induction-hardened bearing areas. The final evaluation compared to common fatigue strength assessments based on technological benefit factors enables a more reliable approach in order to facilitate lightweight potential. Hence, the present thesis provides a simulation chain for fatigue strength assessment of surfaced hardened components based on the transformation of there microstructure in heat affected areas.

Keywords: fatigue strength ; surface-hardened components ; residual stresses

Wissenschaftlicher Beitrag

Die vorliegende Arbeit erweitert aus Sicht des Verfassers den Stand der Wissenschaft um folgende Punkte:

- ▷ Durch die Charakterisierung der Ermüdungsfestigkeiten des Schmiedestahls 1.1303 in zwei unterschiedlichen Gefügeständen erfolgt die Kombination der experimentell erzielten Schwingfestigkeiten zu einem tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubild für induktiv randschichtgehärtete Komponenten. Ferner bewerten kombinierte Ermüdungsversuche den Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Langzeitfestigkeit des Werkstoffs in beiden Gefügeständen.
- ▷ Für einen repräsentativen Eigenspannungszustand im Rahmen der induktiven Randschichthärtung wird ein elaboriertes Simulationsverfahren entwickelt.
- ▷ Die Anwendung eines Zweischichtmaterialmodells erlaubt die simulative Prädiktion des experimentell verifizierten Schädigungsinitiierungsortes von Kurbelwellenkröpfungen unter zyklischer Torsion im Gefügeübergangsbereich.

Liste der Veröffentlichungen

- ▷ Dobberke, D.; Wiebesiek, J.; Fröschl, J.; Leitner, M.
Fatigue test results of surface hardened components to evaluate a two layer approach for strength assessment. *Procedia Engineering*, 213:262-269, 2018.
- ▷ Leitner, M.; Aigner, R.; Dobberke, D.
Local fatigue strength assessment of induction hardened components based on numerical manufacturing process simulation. *Procedia Engineering*, 213:644-650, 2018.
- ▷ Dobberke, D.; Wiebesiek, J.; Fröschl, J.; Leitner, M.
Ein effizienter Ansatz zur numerischen Analyse von Bauteileigenspannungen durch Randschichthärtung. *Workshop Numerische Simulation in der Betriebsfestigkeit*, 2018.
- ▷ Dobberke, D.; Wiebesiek, J.; Fröschl, J.; Leitner, M.
Layer approach to model fatigue strength of surface-hardened components. *to be submitted*

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	V
Symbolverzeichnis	VII
1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Stand der Technik - Rechnerische Lebensdauerbewertung	3
2.1 Schwingfestigkeit/Werkstoffermüdung metallischer Werkstoffe	3
2.1.1 Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung	3
2.1.2 Schwingfestigkeitsverhalten von Metallen und deren Auslegung	9
2.2 Einflüsse auf die Schwingfestigkeit	9
2.2.1 Umgebungseinflüsse	10
2.2.2 Mittelspannungen	10
2.2.3 Eigenspannungen	11
2.2.4 Beanspruchungsart	12
2.2.5 Fertigungsprozesse	13
2.3 Methoden zur Bewertung der Betriebsfestigkeit	16
2.3.1 Lebensdauerberechnung mit spannungsbasierten Konzepten	18
2.3.2 Vergleichsspannungshypothesen	20
2.3.3 Stützzifferkonzepte zur Ermittlung lokaler Beanspruchbarkeiten	25
2.4 Experimentelle Verfahren zur Bestimmung der Schwingfestigkeit	33
2.4.1 Zeitfestigkeit	33
2.4.2 Langzeitfestigkeit	34
2.5 Fertigungseinflüsse durch Randschichtverfestigung	38
2.5.1 Induktionshärten	39
2.5.2 Computergestützte Modellierung	41
3 Versuchsmethodik für den AFP Stahl 1.1303	47
3.1 Materialcharakteristik am Beispiel einer Kurbelwelle	48
3.2 Probenfertigung	48
3.2.1 Probengeometrien	51
3.2.2 Gegenüberstellung Proben & Kurbelwellenlagerbereich	52
3.3 Prüfvorhaben	52
3.3.1 Versuchsdurchführung	54
3.3.2 Eigenspannungsmessungen	58
4 Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen am AFP Stahl 1.1303	61
4.1 Werkstoffverhalten unter statischer Zugbeanspruchung	61
4.2 Werkstoffverhalten unter zyklischer Beanspruchung	63
4.2.1 Zug/Druck-Beanspruchung (wechselnd)	63
4.2.2 Zug/Druck-Beanspruchung (schwellend)	65
4.2.3 Umlaufbiegebeanspruchung	67
4.2.4 Torsionsbeanspruchung (wechselnd)	69

4.2.5	Torsionsbeanspruchung (schwellend)	70
4.2.6	Mehrachsige Beanspruchung (proportional)	72
4.2.7	Mehrachsige Beanspruchung (nichtproportional)	74
4.2.8	Zusammenfassung der kraftgeregelten Schwingversuche	75
4.2.9	Incremental Step Test (dehnungsgeregelter Versuch)	77
4.3	Eigenstresszustände der Werkstoffgefügezustände	80
4.3.1	Eigenstresszustandstiefenprofile der ungehärteten Proben	80
4.3.2	Eigenstresszustandstiefenprofile je Fertigungsschritt der gehärteten Proben	81
4.3.3	Eigenstresszustandstiefenprofile der induktiv gehärteten Kurbelwellenlager	83
4.3.4	Zyklische Stabilität von Eigenstressmessungen	84
5	Simulative Abbildung eines repräsentativen Bauteileigenstresszustands	85
5.1	Induktionshärtprozess der Kurbelwellenlagerbereiche	85
5.2	Thermische Modellierung	88
5.2.1	Werkstoffdaten zur thermischen Modellierung	88
5.2.2	Thermische Modellierung in Abaqus/Standard	89
5.2.3	Ergebnisse der thermischen Simulation	92
5.2.4	Berücksichtigung des Anlassvorgangs	94
5.3	Kontinuumsmechanische Modellierung	96
5.3.1	Kontinuumsmechanische Modellierung in Abaqus/Standard	96
5.3.2	Werkstoffdaten zur kontinuumsmechanischen Modellierung	99
5.3.3	Ergebnisse der kontinuumsmechanischen Simulation des Induktionshärtens	102
5.3.4	Berücksichtigung des Anlassvorgangs	106
5.3.5	Zusammenfassung der numerischen Nachbildung charakteristischer Eigenstresszustände an Kurbelwellenlagerbereichen	107
6	Beitrag für die rechnerische Bewertung von randschichtgehärteten Bauteilen	109
6.1	Untersuchung des lokalen Bauteilbeanspruchungszustandes	109
6.2	Herleitung eines tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes	115
6.2.1	Korrektur der Schwingfestigkeitswerte am Beispiel der Zug/Druck Beanspruchung	115
6.2.2	Tiefenabhängiges Dauerfestigkeitsschaubild am Beispiel der Zug/Druck Beanspruchung	118
6.3	Rechnerische Betriebsfestigkeitsbewertung an induktiv randschichtgehärteten Kurbelwellenkröpfungen	122
7	Zusammenfassung und Ausblick	129
	Literaturverzeichnis	XI
	Abbildungsverzeichnis	XXV
	Tabellenverzeichnis	XXIX
	Anhang	A-1
A	Allgemeiner Aufbau einer Kurbelwelle	A-1
B	Allgemeiner Aufbau Umlaufbiegeprüfstand	B-1
C	Statistische Auswertung der Probenschwingversuche	C-1
D	Eigenstresszustandstiefenprofile Probekörper	D-1
E	Eigenstresszustandsverläufe über den Querschnitt der FE-Kurbelwellenkröpfung	E-1

F	Beanspruchungs-Zeit-Verläufe der Probekörper unter ausgewählten mehrachsigen Beanspruchungen	F-1
G	Beanspruchungs-Zeit-Verläufe Kurbelwellenpleuellager in unterschiedlichen Koordinatensystemen	G-1

Abkürzungsverzeichnis

AFP	ausscheidungshärtender ferritisch-perlitischer Stahl
BEM	Boundary-Elemente-Methode
BZV	Beanspruchungs-Zeit-Verlauf
DL	Durchläufer
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
HCF	High Cycle Fatigue
HTS	HÜCK, THRAINER, SCHÜTZ
IST	Incremental Step Test
LCF	Low Cycle Fatigue
LW	Lastwechsel
MKS	Mehrkörpersimulation
NH	Normalspannungshypothese
REM	Rasterelektronenmikroskop
SDV	Solution-dependent State Variables
SH	Schubspannungshypothese
SIH	Schubspannungsintensitätshypothese
STAAZ	Spitztemperatur, Abkühl- & Austenitverweilzeit
UB	Umlaufbiegung
ZTU	Zeit-Temperatur-Umwandlung

Symbolverzeichnis

α	Winkel
α	Wärmeausdehnungskoeffizient
α	Wärmeübergangskoeffizient
A	Bruchdehnung
a	Exponent für Stützziffer nach FRÖSCHL [Fro11]
a_G	Werkstoffgruppenkonstante für Stützziffer nach FKM
A_H	Hilfsgröße zur Treppenstufenauswertung nach HÜCK
a	Parameter für Wärmestromdichte nach GOLDAK
β	Winkel
b_G	Werkstoffgruppenkonstante für Stützziffer nach FKM
B_H	Hilfsgröße zur Treppenstufenauswertung nach HÜCK
b	Parameter für Wärmestromdichte nach GOLDAK
c_1	Parameter für Wärmestromdichte nach GOLDAK
c_2	Parameter für Wärmestromdichte nach GOLDAK
χ'	Spannungsgradient (bezogen/relativ)
C	Lageparameter der Wöhlerlinie nach BASQUIN
c	Parameter für Wärmestromdichte nach GOLDAK
c	spezifische Wärmekapazität
D	Durchmesser
d	Durchmesser
δ_{ij}	KRONECKER Delta
$\Delta\sigma$	Schwingbreite
d_H	Stufensprung nach HÜCK
D	Netzebenenabstand
E	Elastizitätsmodul
E	Energie
ε_a	Dehnungsamplitude
ε_{ij}	Dehnungstensor
ε_{nom}	(nominelle) Dehnung
$\varepsilon_{\text{ln}}^{\text{pl}}$	(logarithmische plastische) Dehnung
η	Kerbempfindlichkeit nach THUM
η	Wirkungsgrad
$f_{GES,D}$	Gesamteinflussfaktor lokale Bauteildauerfestigkeit nach [Ung98]

f	Skalierungsfaktor für Normalspannung nach [Gai06]
f_{NIP}	Faktor für Nichtproportionalität (Beanspruchungsmehrachsigkeit)
f	Frequenz
f_{σ}	Frequenz (Biegung)
f_{τ}	Frequenz (Torsion)
F_H	Hilfsgröße zur Treppenstufenauswertung nach HÜCK
F	Kraft
g	(Fall-)Beschleunigung
I	Stromstärke
K_D	Werkstoffexponent für Stützziffer nach EICHLSEDER
K_f	Kerbwirkungszahl
k_H	Hilfsgröße zur Treppenstufenauswertung nach HÜCK
k	Neigung Wöhlerlinie
K_t	Formzahl
$K_{T,D}$	Temperaturfaktor nach [Ren12]
K'	Verfestigungskoeffizient nach RAMBERG-OSGOOD
K_V	Randschichtfaktor nach [Ren12]
λ	Wärmeleitfähigkeit
λ	Wellenlänge
l_{ges}	Gesamtlänge (Umlaufbiegeprüfstand)
$l_{M \text{kon}}$	Länge mit konstantem Biegemoment (Umlaufbiegeprüfstand)
l	Länge
l_0	Nulllänge (Extensometer)
M_b	Biegemoment (Nennspannung)
m	Masse
M_{Mohr}	Mittelpunktcoordinate des Spannungskreises nach MOHR [Moh14]
M	Mittelspannungsempfindlichkeit
N_{Biegung}	Schwingenspielzahl (Biegung)
N_D	Ecklastschwingspielzahl
\vec{n}	Normalenvektor
n	Ordnungszahl der Interferenz
N	Schwingenspielzahl
n	Stützwirkung
ν	Querkontraktionszahl
ν	Werkstoffexponent für Stützziffer nach SONSINO [Son93]
n'	Verfestigungsexponent nach RAMBERG-OSGOOD
ϕ	Polarwinkel

$P_{\dot{v}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
\dot{Q}	Wärmestrom
q	Wärmestromdichte nach GOLDAK
\dot{q}	Wärmestromdichte (volumenbezogen)
r_f	Kerbradius (fiktiv) nach NEUBER
ρ	Dichte
ρ^*	Ersatzstrukturlänge nach NEUBER
r_K	Kerbradius nach NEUBER
R_m	Zugfestigkeit
$R_{p0.2}$	Streckgrenze
R	Radius
r	Radius
R_{Mohr}	Radius des Spannungskreises nach MOHR [Moh14]
R	Spannungsverhältnis
R_z	Rautiefe (gemittelt)
s	Faktor nach NEUBER
s_H	Standardabweichung nach HÜCK
σ_b	Biegespannung (Nennspannung)
$\sigma_{a,\text{Nenn}}$	Amplitudenspannung (Nennspannung)
σ_a	Spannungsamplitude
$\sigma_{D,B}$	Dauerfestigkeit (Bauteil)
$\sigma_{D,b}$	Dauerfestigkeit (Biegung)
σ_D	Dauerfestigkeit
$\sigma_{D,\text{Nenn}}$	Dauerfestigkeit (Nennspannung)
$\sigma_{D,zd}$	Dauerfestigkeit (Zug/Druck)
$\sigma_{ES,ax}$	Eigen Spannungstensor Komponente (axial)
σ_{ES}	Spannungstensor (Eigen Spannungen)
σ_I	Hauptspannung I
σ_{II}	Hauptspannung II
σ_{III}	Hauptspannung III
σ_m	Mittelspannung
σ_{Nenn}	Nennspannung
σ_{nom}	(nominelle) Spannung
σ_o	Oberspannung
$\sigma_{\text{skal.}}$	skalierte Normalspannung in kritischer Schnittebene nach [Gai06]
σ_F	Fließspannung, Spannungsgrenzwert (Plastizitätstheorie)
σ_{ij}	Spannungstensor
σ'_{ij}	Deviator (Spannungstensor)
σ^h_{ij}	Hydrostat (Spannungstensor)
σ_{kk}	mathematische Spur des Spannungstensors
σ_u	Unterspannung

σ_v	Vergleichsspannung
$\sigma_{v,a,\text{Nenn}}$	Vergleichsspannungsamplitude (Nennspannung)
σ_{wahr}	(wahre) Spannung
σ_W	Wechselfestigkeit Normalspannung
$\sigma_{ZD,W}$	Wechselfestigkeit Zug/Druck
S	Sicherheit (<i>dauerfeste</i> Lebensdauerbewertung)
$t_{8/5}$	Abkühlzeit nach OSSENBRINK
$T_{AC,1}$	Austenitisierungstemperatur (Start)
$T_{AC,3}$	Austenitisierungstemperatur (Ende)
$\tau_{a,\text{Nenn}}$	Amplitudenspannung (Nennspannung)
τ_a	Spannungsamplitude (Torsion)
t_{aust}	Austenitverweilzeit nach OSSENBRINK
τ_W	Wechselfestigkeit Schubspannung
θ	Azimutwinkel
Θ	BRAGG Winkel
\mathbf{T}	Transformationsmatrix (Rotation σ_{ij} um y Achse)
T_{max}	Maximaltemperatur nach OSSENBRINK
T_N	Streuspanne in Richtung Schwingspielzahl
T_σ	Streuspanne in Richtung Beanspruchung
T	Temperatur
T_F	Temperatur (Fluid)
T_K	Temperatur (Festkörper)
t	Zeit
t_E	Endzeit
U	(elektrische) Spannung
$V_{90\%}$	Volumen (mindestens 90 % der maximalen Beanspruchung)
v	Geschwindigkeit
V	Verhältnissfaktor der Hauptnormalspannungen nach [Gai06]
W_b	Widerstandsmoment gegen Biegung
z	Quotient für Bauteildurchmesser nach [Eng11]

1 Einleitung und Zielsetzung

Technologisch komplexe Bauteilformen unterliegen im heutigen Produkt- und Weiterentwicklungsprozess mehr denn je der Forderung nach einem konsequenten und ressourceneffizienten Leichtbau. Unter der Wahrung einer wirtschaftlichen Produktwertschöpfung innerhalb des ganzheitlichen Herstellverfahrens nimmt die zuverlässige Aussage über die Bauteilsicherheit hierbei einen hohen Stellenwert ein.

Hochbeanspruchte Strukturbauteile, wie z.B. Zahnräder, Wellen oder Achsen, werden im Automobilbereich mit dem Ziel der Verschleißminimierung sowie Lebensdauersteigerung häufig randschichtgehärtet. Im Vergleich zu konstruktiven sowie bauraum- und somit gewichtskritischen Maßnahmen lassen sich so i.d.R. höhere Festigkeiten funktionaler erzielen [Klo82]. Kugelstrahlen, Hämmern und Festwalzen stehen beispielhaft für die mechanischen Oberflächenbehandlungsverfahren. Randschichtverfahren wie Nitrieren, Induktions- oder Einsatzhärten, welche u.a. durch Wärmeeinfluss ihre festigkeitssteigernde Wirkung erzielen, zählen zu den thermo(-chemischen) Prozessen [Nar99]. Letzteres führt zu lokalen Gefügeumwandlungen sowie Eigenspannungen und somit zu unterschiedlichen Festigkeitseigenschaften wärmebeeinflusster Werkstoffzonen, welche es im Bauteilsicherheitsnachweis zu berücksichtigen gilt.

Für eine grundsätzliche Aussage zur Bauteilfestigkeit stehen dem Anwender experimentelle und rechnerische Nachweise (z.B. [Ren12]) zur Verfügung. Im Realversuch erfolgt die Beaufschlagung der auskonstruierten und gefertigten Komponente mit aus dem Betrieb angenähernten äußeren Lasten, wobei die Konstruktion als abgesichert gilt, sobald die geforderte Lebensdauer an einer statistisch aussagekräftigen Anzahl ohne technischen Anriss und/oder Bruch auskommt. Aufgrund immer kürzerer Entwicklungszeiten, immenser Prüflingsfertigungs- und Durchführungskosten kann der experimentelle Nachweis oft nur prozessbegleitend durchgeführt werden. Durch die sich rasant entwickelnde Rechentechnik ist es möglich den rechnerischen Festigkeitsnachweis auf Basis numerisch genäherter Beanspruchungen der kompliziertesten Konstruktionen bereits frühzeitig in den Entwicklungsprozess zu integrieren. Werkstoffkennwerte, meist aus uniaxialen Probenversuchen ermittelt, stellen die Basis der lokalen Beanspruchbarkeit dar. Zur rechnerischen Abschätzung der Lebensdauer fasst der Nachweis zusätzlich zu diversen Konstruktions- und Fertigungseinflüssen das Lastkollektiv im Bauteilbetrachtungspunkt durch eine Vergleichsspannungs- oder Schadensakkumulationshypothese zusammen, was folglich in einem Sicherheitswert, Auslastungsgrad oder einer Gesamtschädigung resultiert.

Der rechnerische Festigkeitsnachweis beruht an Stellen zu ziehender (Fertigungs-)Sicherheitsbeiwerte auf Verallgemeinerungen, welche einen Ermüdungsfestigkeitsnachweis in einem vertretbaren Rechenaufwand generell erst ermöglichen. Solche Annahmen werden dem Anwender z.B. durch Standardisierungen [DIN12, Ren12, Tec74] zur Verfügung gestellt, was im Rahmen der lokalen Bauteilkennntnis von u.a. induktivrandschichtgehärteten Kurbelwellenlagerbereichen zu nicht zufriedenstellenden Lebensdauerergebnissen führen kann. Die standardisierten Hypothesen fußen aufgrund ihrer Anwendung über etliche Industrie- und Forschungszweige hinweg auf einer konservativen Bauteilbewertung, wodurch unterschiedlichste Härteparameter einer Anlage für diverse Werkstoffkombinationen gültig sein sollen. Zum Studium der Effekte eines induktivrandschichtgehärteten Bauteils, welches nachfolgend belastet

wird, soll Abbildung 1.1 dienen. Die thermische Oberflächenbehandlung führt zu lokalen Gefügeumwandlungen und somit zu unterschiedlichen Eigenschaften randnaher Materialschichten. Bei einem konstanten Beanspruchungsverhältnis kann dies aufgrund der Kombination von fertigungsbedingten Eigenspannungen und gefügespezifischen Mittelspannungsempfindlichkeiten zur Überschreitung der lokalen Schwingfestigkeit führen, wodurch Anrisse unterhalb der Oberfläche auftreten können.

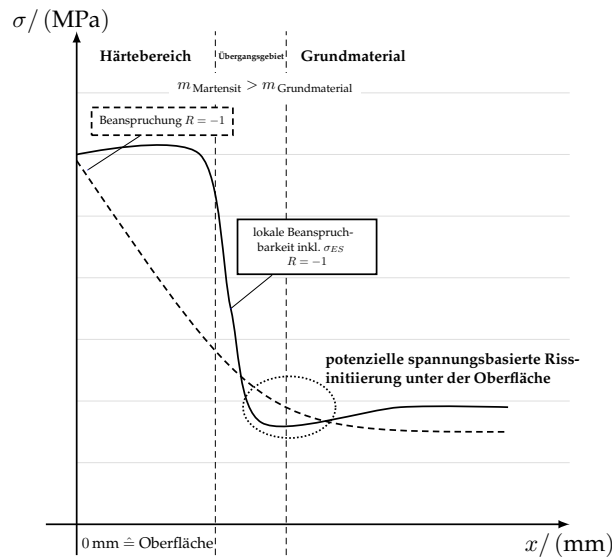


Abb. 1.1: Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von randschichtgehärteten Bauteilen, eigene Darstellung nach [Dob18]

Das Ziel dieser Arbeit ist die Bewertung und Weiterentwicklung des rechnerischen Festigkeitsnachweises für randschichtgehärtete Bauteile. Die Arbeit soll die lokalen Werkstoffeigenschaften für den gehärteten sowie ungehärteten Bauteilbereich charakterisieren und in die Bewertung integrieren. Dabei ist der fertigungsbedingte Eigenspannungszustand durch den Härteprozess ebenso wie der Einfluss lokaler Gefügemerkmale auf die Schwingfestigkeit innerhalb der weiterentwickelten Lebensdauerbewertungsmethodik realitätsnah zu erfassen. Das Verfahren wird zunächst für die rechnerische Betriebsfestigkeitsbewertung von hochbeanspruchten Kurbelwellen im Automobilbereich im Abgleich mit im Ingenieuralltag gängigen Auslegungsvorschriften [Ren12] angewendet. Eine Übertragbarkeit der Methodik auf andere Bauteile ist gegeben. Die Arbeit liefert somit eine geschlossene sowie automatisierbare Simulationskette für den virtuellen BauteilAuslegungsprozess.

2 Stand der Technik - Rechnerische Lebensdauerbewertung

Die folgenden Abschnitte geben einen Überblick zum aktuellen Stand der Technik für die dauerhafteste Auslegung von randschichtgehärteten Bauteilen. Neben der Auflistung der notwendigen Grundlagen für die rechnerische Betriebsfestigkeitsbewertung erfolgt die Darstellung von ausgewählten Einflussfaktoren auf die Bauteilbetriebsfestigkeit und die Möglichkeit für deren simulative Reproduktion.

Die Arbeit konzentriert sich auf geschmiedete Stahlbauteile, welche innerhalb der Bauteilfertigung mit dem Induktionshärteprozess beaufschlagt werden. Als Beispielbauteil dient die im Verbrennungsmotor verbaute Kurbelwelle (Aufbau & Erläuterungen s. Anhang A).

2.1 Schwingfestigkeit/Werkstoffermüdung metallischer Werkstoffe

Die Zielstellung der Betriebsfestigkeit umfasst eine Bauteilauslegung, welche ein Erreichen der geforderten Lebensdauer (z.B. Betriebsstunden, Lastwechselzahlen etc.) ermöglicht, die die System- oder Komponentenzuverlässigkeit während der Benutzungsdauer unter variablen Amplituden sicherstellt sowie eine Aussagefähigkeit über die Sicherheit bei einer vorgegebenen Ausfallwahrscheinlichkeit über den Bemessungszeitraum schafft. Hierzu müssen dem Auslegenden u.a. die Bauteilinformationen aus Konstruktion, Umgebungs- sowie mechanischen Einflüssen, Betriebsbelastungen, Bauteilfertigung und Werkstoffzustand vorliegen. [Son08, Gru92]

2.1.1 Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung

In Bezug auf das reale Bauteil im Systemverbund ist die Kenntnis des Belastungs-Zeit-Verlaufs von großer Bedeutung, da dieser im Zusammenspiel mit der Geometrie und dem vorliegenden Werkstoffzustand die lokal kritischen Bauteilbereiche und deren Beanspruchungs-Zeit-Verläufe definieren. Allgemein kann die Abfolge regellos oder gar zufallsartig sein, wodurch eine detaillierte computergestützte Beschreibung von realen Belastungs-Zeit-Verläufen in großen Datenmengen resultieren würde. Für die labormäßige Analyse von betriebsbedingten Bauteilbelastungen durch äußere Kräfte oder Momente und deren inneren Bauteilbeanspruchungen erfolgt im Allgemeinen eine Idealisierung der Verläufe.

Gemäß Norm [DIN16] definiert die Sinusfunktion den Verlauf eines kompletten idealisierten Beanspruchungsschwingspiels unter Laborbedingungen (s. Abbildung 2.1). Als Kenngrößen haben sich die Spannungsamplitude σ_a sowie die Mittelspannung σ_m etabliert. Weitere Größen wie Unterspannung σ_u , Oberspannung σ_o , Schwingbreite $\Delta\sigma$ oder das Spannungsverhältnis $R = \sigma_u/\sigma_o$ lassen sich durch formelmäßiges Einsetzen der genannten Parameter errechnen, da ausschließlich zwei der sechs Parameter voneinander unabhängig sind [DIN16]. Eine Übertragung der Begrifflichkeiten auf aperiodische Beanspruchungs-Zeit-Verläufe ist gebräuchlich

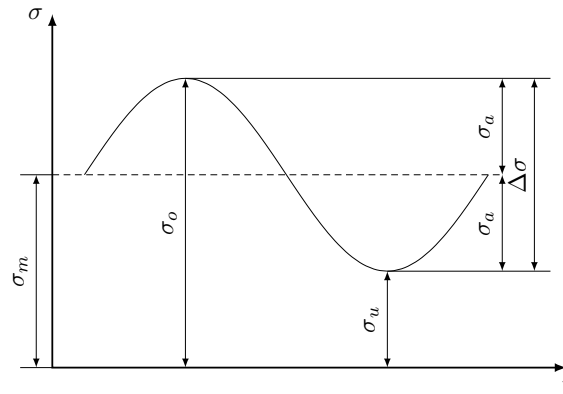


Abb. 2.1: Kenngrößen eines sinusförmigen Beanspruchungs-Zeit-Verlaufs, eigene Darstellung nach [DIN16]

[Rad07]. Zur Klassifizierung von typischen Spannungsverhältnissen erfolgt die Einteilung in die drei gelisteten Bereiche:

- ▷ Zugschwellende Beanspruchung: $\sigma_o > 0$ & $\sigma_u \geq 0$
- ▷ Wechselbeanspruchung: $\sigma_o > 0$ & $\sigma_u < 0$
- ▷ Druckschwellende Beanspruchung: $\sigma_o \leq 0$ & $\sigma_u < 0$

Der Sonderfall der statischen Zug- oder Druckbeanspruchung entspricht hierbei einem Spannungsverhältnis von $R = 1$, da $\sigma_o = \sigma_u$ gilt. Abbildung 2.2 visualisiert drei ausgewählte Spannungsverhältnisse bei konstanten Beanspruchungsamplituden.

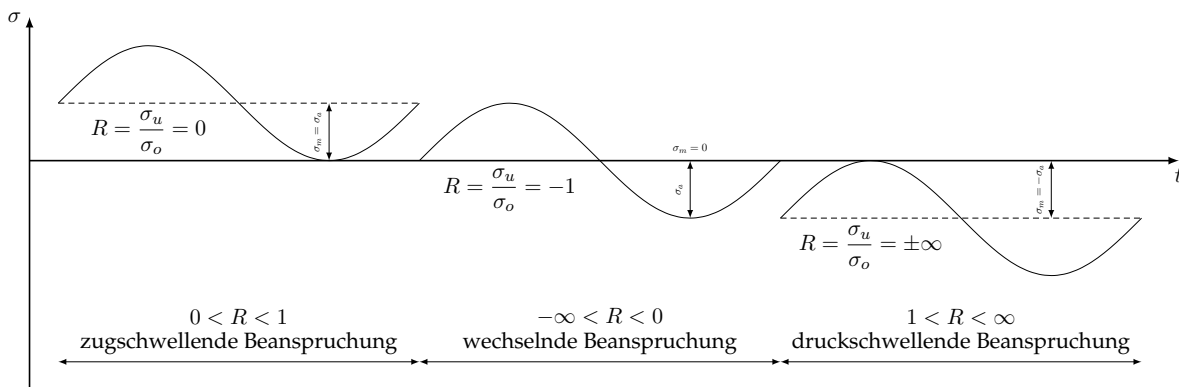


Abb. 2.2: ausgewählte Spannungsverhältnisse im Schwingversuch, eigene Darstellung nach [DIN16, Rad07]

Schwingfestigkeitsversuch

Die Umsetzung der gezeigten sich periodisch wiederholenden Beanspruchungs-Zeit-Verläufe an Proben oder bauteilähnlichen Probekörpern resultiert im Schwingfestigkeitsversuch oder auch Wöhlerversuch. Die dabei auftretenden Beanspruchungsamplituden und Mittelspannungen sind für eine auszuwertende Wöhlerlinie stets konstant. Hierbei sind reine Axial-, Biege- oder Torsionsbeanspruchungsarten möglich. Durch die Nutzung eines sinusartigen Verlaufs

ist eine Überlagerung mit sowie ohne Phasenverschiebung zwischen Normal- und Schubspannungen umsetzbar. Als Abbruchkriterium des Schwingversuchs bei unterschiedlich hohen Beanspruchungsamplituden hat sich der komplette (Proben-)Bruch, ein technischer Anriss definierter Größe oder ein Erreichen einer festgelegten Grenzwahrschwingzahl etabliert. Prüflinge, welche eine hinreichend hohe im Voraus definierte Schwingspielzahl N ohne Schädigung erreichen, werden als Durchläufer bezeichnet [Hai06, Rad07].

Die Auswertung eines Schwingfestigkeitsversuchs beinhaltet das Auftragen jeder zyklisch geprüften Probe im doppeltlogarithmisch eingeteilten Diagramm. Als Ordinate empfiehlt sich die Last- oder Beanspruchungsamplitude. Alternativ sind Schwingbreite, Ober- oder Unterspannung ebenso mögliche Ordinatenoptionen. Die Abszisse dient dem Auftragen der erreichten Schwingspielzahl. Die verbundenen Ergebnispunkte ergeben bei einer hinreichend großen Anzahl an getesteten Probekörpern einen Kurvenzug, der sich durch zwei Geradenabschnitte näherungsweise charakterisieren lässt. Die so aufbereitete Wöhlerkurve gilt stets für ein konstantes Spannungsverhältnis [Hai06, Rad07].

Schematisch lässt sich eine Wöhlerlinie in die drei Bereiche der Kurzzeitfestigkeit, Zeitfestigkeit und Langzeitfestigkeit einteilen. Die Begrenzung der Ordinate beinhaltet die statische Festigkeit wie sie z.B. im statischen Zugversuch (s. [DIN17]) zu ermitteln ist. Hieran grenzt der Kurzzeitfestigkeitsbereich in unmittelbarer Nähe der Zugfestigkeit, welcher nur wenige Lastwechsel (LW) ($N = 10 \dots 1000$) erzielt. Der folgende Abschnitt der Zeitfestigkeit zeichnet sich in doppeltlogarithmischer Darstellung durch eine abfallende Gerade (Neigung k) im Diagramm aus, in welchem Kombinationen elastisch-plastischer Dehnungen auftreten. Nach Überschreiten des Abknickpunktes befindet sich der Bereich der Langzeitfestigkeit, welcher hauptsächlich durch elastische Dehnungen geprägt ist [Rad07]. Die genannten Begrifflichkeiten sind in Abbildung 2.3 dargestellt. Das Verhalten von Werkstoffen im Langzeitfestigkeits-

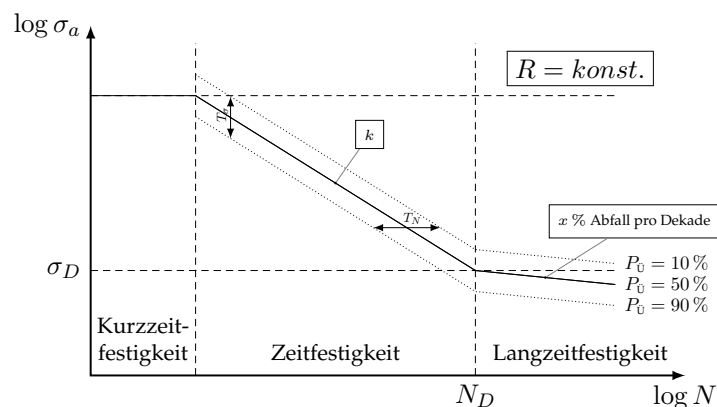


Abb. 2.3: Wöhlerlinie eines Schwingfestigkeitsversuchs (schematisch), eigene Darstellung nach [DIN16]

bereich hängt hauptsächlich von der Art des kubischen Kristallsystems ab und ist weiterhin Bestandteil kontroverser Diskussionen. Allgemein bekannt ist die Tatsache, dass kubisch-flächenzentrierte Werkstoffe wie z.B. Aluminium oder austenitische Stähle jenseits des Übergangsbereiches bzw. Abknickpunktes (N_D, σ_D) eine kontinuierliche Abnahme der Schwingfestigkeit erfahren [Ber08a]. Für ferritische, bainitische und martensitische Bau- oder Vergütungsstähle wurde ein ähnliches Werkstoffverhalten mit einem Abfall der ertragbaren Amplituden im Bereich von $N > 10^6$ LW beobachtet [Son05]. Untersuchungen unter Laborbedingungen bis hin zu $N = 10^{11}$ LW ergaben Empfehlungen von rund 5 % Abfall pro Dekade für Eisenbasis-

werkstoffe. Aluminiumlegierungen sind mit rund 10 % zu berücksichtigen. Tabelle 2.1 listet die herausgefahrenen Wöhlerlinienverläufe innerhalb der Langzeitfestigkeit für ausgewählte Werkstoffe der Fahrzeug- und Flugzeugindustrie auf [Son05]. In der industriellen Anwendung

Tab. 2.1: Abnahme der Langzeitfestigkeit pro Dekade nach [Son05]

Werkstoff	Abkürzung	Nutzung	Abfall pro Dekade
Kugelgraphitguss	EN-GJS-500-7	Naben, Lenker	2 %
Vergütungsstahl	38MnVS6 BY	Kurbelwellen, Pleuel	4 %
Wälzlagerstahl	100Cr6	Kugellager	3 %
Aluminiumknetlegierung	AlMgSi T6	tragende Komponenten	10 %
Magnesiumgusslegierung	ALMg9Zn1	Gehäuse	8 %

hat sich der Begriff der sogenannten *Dauerfestigkeit* für Stähle etabliert. Dieser beschreibt den innerhalb des Schwingversuchs erzielten zyklischen Festigkeitswert bei einer bestimmten Lastwechselzahl innerhalb des Langzeitfestigkeitsbereichs. Aus zeit- und wirtschaftlichen Gründen ist eine Durchführung von Versuchen mit einer Schwingspielzahl von $N > 10^7$ LW in der Ingenieurpraxis meist nicht gegeben. Aus der Literatur sind diverse Grenzschwingspielzahlen für Wöhlerversuche bekannt. [Bux92] benennt für allgemeine sowie [Heu97] für niedrigfeste Stähle $N_D = 2 \cdot 10^6$ LW. Ältere Vorschriften wie [Tec74] geben Langzeitfestigkeiten bei $N_D = 1 \cdot 10^7$ LW an. Die vorgelegte Arbeit benutzt den Begriff der *Dauerfestigkeit* für den Schwingfestigkeitswert bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW in Anlehnung an [Heu97] für Werkstoffe, welche der Gruppe der Vergütungsstähle angehören.

Die durch Schwingversuche bei einer bestimmten Schwingspielzahl ermittelte Festigkeit ist ein der Statistik unterliegender Wert. Generell sind die Versuchsergebnisse von einer Streuung um den Mittelwert, welche für eine spätere Anwendung der Festigkeiten anzugeben ist, abhängig. Diese Streuspanne richtet sich nach der zugrunde gelegten Verteilung in der Versuchsauswertung. Abbildung 2.3 beinhaltet bereits die üblichen Angaben der Streuspannen T_σ in Beanspruchungs- sowie T_N in Lastspielzahlrichtung. Typische Darstellungen eines Streubandes beinhalten die Überlebenswahrscheinlichkeiten $P_{\dot{U}}$ von 10 % und 90 %. Aufgeführte Formeln ermöglichen die Berechnung der genannten Streuspannen:

$$T_\sigma = \frac{\sigma_{P_{\dot{U}}=90\%}}{\sigma_{P_{\dot{U}}=10\%}} \quad (2.1)$$

$$T_N = \frac{N_{P_{\dot{U}}=90\%}}{N_{P_{\dot{U}}=10\%}} \quad (2.2)$$

Die so ermittelten Dauerfestigkeitswerte bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen bilden die Grundlage des Dauerfestigkeitsschaubildes. Neben der Darstellung nach SMITH hat sich die Visualisierung nach HAIGH (s. Abbildung 2.4) in der praktischen Anwendung etabliert. Hierbei ergeben Punkte mit gleichem R -Verhältnis Geraden durch den Koordinatenursprung mit $\sigma_m = \sigma_a = 0$. Begrenzt wird das HAIGH-Diagramm durch die R_m des Werkstoffs im Zug- sowie Druckbereich bei vorliegender Mittelspannung σ_m . Vereinfachend lässt sich durch ein solches Schaubild der Einfluss der Mittelspannung auf weiterhin durch den Werkstoff ertragbare Beanspruchungsamplituden ablesen bzw. darstellen. [Sch65] schlägt zur Kennzeichnung

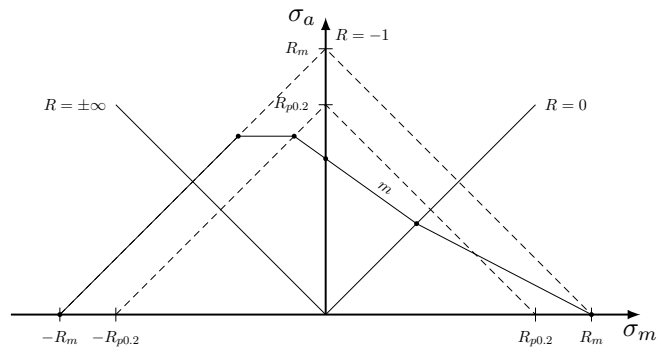


Abb. 2.4: Dauerfestigkeitsschaubild nach HAIGH (schematisch), eigene Darstellung nach [Ren12]

der Neigung der Geraden zwischen wechselnder $R = -1$ und schwellender Beanspruchung $R = 0$ den Tangens des Winkels ausgehend von der Horizontalen im HAIGH-Diagramm vor.

$$M = \frac{\sigma_a(R = -1) - \sigma_a(R = 0)}{\sigma_a(R = 0)} = \frac{\sigma_a(R = -1)}{\sigma_a(R = 0)} - 1 \quad (2.3)$$

Es ergeben sich somit zwei theoretische Grenzfälle innerhalb des Bereiches von $R = -\infty \dots 0$ [Ren12]. Für keine Abhängigkeit der Mittelspannung, $M = 0$, von der Spannungsamplitude ist ein horizontaler Verlauf im HAIGH-Diagramm charakteristisch. Falls bei zugschwellender und rein wechselnder Beanspruchung die gleiche ertragbare Oberspannung auftritt, beträgt die Neigung 45° , wodurch $M = 1$ gilt [Sch65]. Bauteile, welche durch gefügebeeinflussende Fertigungsverfahren eine härtere Randschicht aufweisen, besitzen im oberflächennahen Bereich grundsätzlich eine höhere Mittelspannungsempfindlichkeit im Vergleich zum Grundmaterial. Dies ist u.a. mit der größeren Zugfestigkeit des Randgefügezustandes begründbar [Ren12].

Ermüdung von Werkstoffen

Es gibt eine Vielzahl von Forschungstätigkeiten, die sich mit dem Werkstoffversagen befassen. Allgemein bekannt ist, dass die Werkstoffwiderstandsfähigkeit gegen eine einmalige äußere Belastung wesentlich größer ist als die gegen häufig wiederkehrende Lasten. Für letztgenannte Ermüdungserscheinungen bei Werkstoffen ist eine nicht strikt trennbare Unterteilung der Einsatzzeit eines Bauteils möglich [Gud99]. Hierbei erstreckt sich die Lebensdauer eines Bauteils von der Inbetriebnahme bis hin zum Versagen oder dem vorzeitigen Austausch der Komponente. Dieser gesamte Zeitabschnitt ist in Abbildung 2.5 dargestellt und teilt sich in die Lebensdauer bis zum technischen Anriss sowie die restliche Lebensdauer auf. Erstgenannter Teilabschnitt lässt sich durch allgemeine Konzepte der Betriebsfestigkeit beschreiben. Die anrissfreie Lebensdauerphase tritt i.d.R. lediglich bei Bauteilen auf, welche durch keinerlei Bearbeitungsvorgänge Werkstoff- oder Gefügefehler aufweisen. Somit befinden sich Komponenten mit z.B. scharfen Kerben, Fehlstellen, Poren, rauen Oberflächen o.Ä. mit der Inbetriebnahme im Stadium der Rissbildung. Der Werkstoff ist in dieser Phase bereits annähernd homogen durch eine Versetzungsstruktur gesättigt. Erfährt das Material nun Spannungsamplituden aus dem Bereich der Langzeitfestigkeit müssen sich durch Umordnung von Versetzungen Bereiche bilden, in denen sich diese ohne größere Behinderung entwickeln können. Bezogen auf ein beliebiges Werkstoffvolumen mit Kerben, Rauigkeiten und/oder lokalen Spannungsspitzen auf der Bauteiloberfläche muss eine Konzentration dieser Versetzungsbewegungen (Gleitbewegungen) an

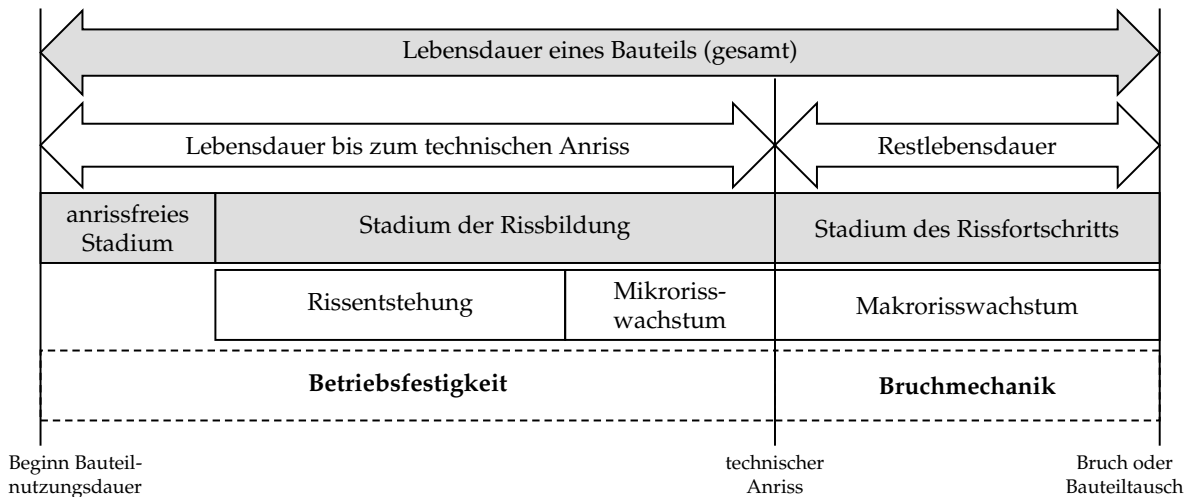


Abb. 2.5: Phasen der Bauteillebensdauer unter schwingender Beanspruchung, eigene Darstellung nach [Gud99]

der Oberfläche stattfinden, da hier kein Widerstand gegen ein Austreten entgegengesetzt wird. Bei weiteren Beanspruchungsamplituden bzw. hohen Schwingungszahlen nimmt die Anzahl der Gleitbänder sowie deren plastische Verformung in randnahen Körnern zu und resultiert in einer unregelmäßigen Oberflächenbeschaffenheit, geprägt durch Ex- und Intrusionen (s. Abbildung 2.6). Sind Gleitstufen einer bestimmten Größe vorhanden und durchziehen ein bzw. mehrere Körner, stellt dies die Grundlage für Mikrorisse dar, welche sich abseits der kristallographischen Ebenen senkrecht zur größten Hauptspannung ausbreiten [Ber13]. Die nun vorliegende stabile makroskopische Rissausbreitung ist mit den in der Literatur auffindbaren, Konzepten der Bruchmechanik (s. [And95, Bux92, Gud99, San08]) beschreibbar. Die Bauteillebensdauer endet nach der anschließenden instabilen Rissausbreitung mit einem Rest- oder Gewaltbruch. Eine geläufige Trennung zwischen Mikro- und Makrorissen ist der technische Anriss mit einer Risslänge von rund 1 mm [Rad07]. Zusammengefasst ergeben sich aus Abbil-

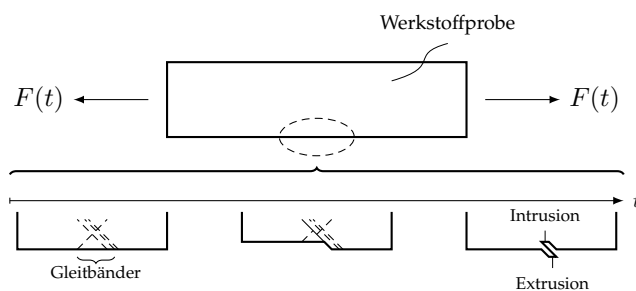


Abb. 2.6: Rissentstehung durch Gleitbandbildung, eigene Darstellung nach [Iss04, Roe12b]

dung 2.5 drei Ausfallkriterien für die praktische Schwingfestigkeitsprüfung von Komponenten oder Werkstoffproben. Neben dem technischen Anriss und dem Versagen durch Bruch kann ein Anriss bestimmter Länge festgelegt werden. In der vorgelegten Arbeit beinhalten die experimentellen Untersuchungen das Abbruchkriterium durch einen Bruch von Probekörpern, da dies versuchstechnisch eindeutig zu identifizieren ist.

2.1.2 Schwingfestigkeitsverhalten von Metallen und deren Auslegung

Aufbauend auf der klassischen Wöhlerlinie (s. Abbildung 2.3) ist eine Aufteilung dieser in den Zeitfestigkeits- sowie Langzeitfestigkeitsbereich gegeben. Der Bereich der Kurzzeitfestigkeit mit wenig bis kaum zyklischen Lastwechseln nahe der Zugfestigkeit wird in den folgenden Ausführungen nicht näher betrachtet, da dies im Rahmen dieser Arbeit nicht relevant ist.

Bei der BauteilAuslegung gegen zyklische Beanspruchungen erfolgt stets die Unterteilung in betriebsfester und dauerfester Bauteilbemessung. Bei einer betriebsfesten Auslegung werden Belastungskollektive via Schadensakkumulation gegen eine dazugehörige Schädigungswöhlerlinie bewertet. Im Falle von überwiegend Low Cycle Fatigue (LCF) dominierten Beanspruchungen kann eine Bemessung durch Schädigungsparameter und /oder auf der Basis von Spannungs-Dehnungs-Hysteresen erfolgen. Dem gegenüber steht eine *dauerfeste* Komponentenauslegung (s. Abschnitt 2.1.1) gegen die größte Beanspruchungsamplitude, welche im Kollektiv auftritt. Letztere Dimensionierungsart kann bei einem sporadischen Auftreten der maximalen Beanspruchungsamplitude im Verhältnis zur Gesamtschwingenspielzahl in größeren Bauteilvolumina resultieren, wodurch Leichtbaupotenziale und Kostenersparnisse im Vergleich zur betriebsfesten Auslegung verschenkt würden. Weitere Randbedingung der Aussage sind eine höhere Anzahl von deutlich kleineren Amplituden gegenüber diesem Kollektivhöchstwert [Hin11].

2.2 Einflüsse auf die Schwingfestigkeit

Um eine Aussage über die Bauteillebensdauer treffen zu können, ist das Erfassen und die Berücksichtigung von Randbedingungen der zu bewertenden Komponente unumgänglich. Die Bandbreite erstreckt sich hierbei von der Werkstoffart, dessen Zustand, der Komponentengröße und Oberflächenbeschaffenheit über mögliche Umgebungsbedingungen durch korrosive Medien in unterschiedlichen Temperaturzuständen hin zu vorliegenden Mittelspannungs- oder Eigenspannungszuständen, beaufschlagten Lastamplituden (s. [Son10]) und geometrischen Faktoren wie Kerben. Abbildung 2.7 stellt hierzu eine Auswahl relevanter Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit dar, wobei die Auflistung keinerlei Anspruch auf Vollständigkeit darstellt.

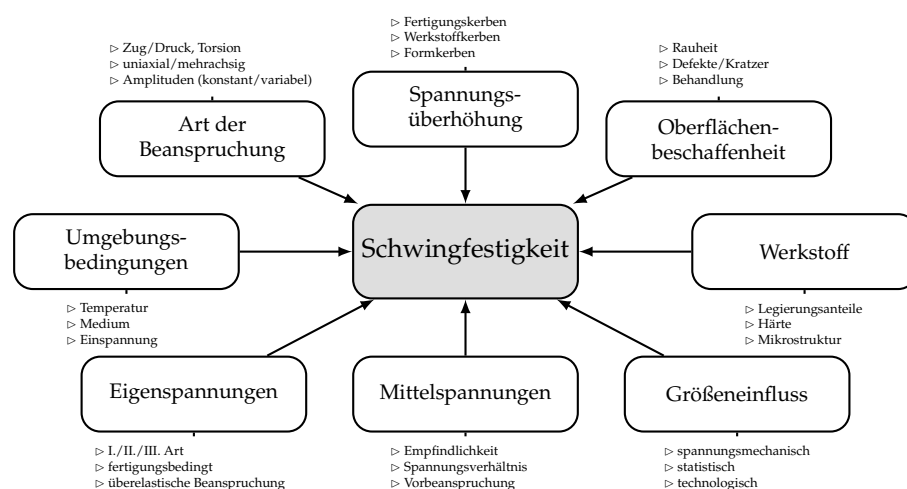


Abb. 2.7: Einflüsse auf die Schwingfestigkeit (Auswahl)

Eine zuverlässige Aussage über die Bauteillebensdauer hängt stets von allen genannten Faktoren ab. Damit der Auslegungsaufwand nicht unerträglich steigt, bietet es sich an, die dominierenden Faktoren adäquat zu berücksichtigen.

Aufgrund des vorliegenden Bauteilbezugs und des Fokus auf der getrennten Betrachtung der Einflusseigenschaften von fertigungsbedingten Eigenspannungen, unterschiedlichen Werkstoffgefügezuständen in Bauteiltiefenrichtung, betriebsbedingten Beanspruchungsarten sowie dadurch auftretenden Mittelspannungen geben folgende Ausführungen einen Überblick über ausgewählte Einflussfaktoren. Für folglich nicht näher ausgeführte Faktoren sei an dieser Stelle auf die einschlägigen Werke [Gud99, Hai06, Rad07, San08] verwiesen.

2.2.1 Umgebungseinflüsse

Der durch die Umgebung bedingte Temperatureinfluss auf die Schwingfestigkeit entwickelt sich analog zu den statischen Festigkeiten, wodurch eine Temperaturerhöhung einen Abfall der Schwingfestigkeiten nach sich zieht [Rad07]. Nach Gleichung 2.4 [Ren12] ergibt sich für Stähle bspw. ein Dauerfestigkeitsabfall von 7% bei einer Umgebungstemperatur von $T = 150^\circ\text{C}$. Kommen korrosive Umgebungsbedingungen zum Einsatz, reduzieren sich ebenfalls die ertragbaren Amplituden im Vergleich zu Luft. Teilweise ist der High Cycle Fatigue (HCF) Bereich ohne eine charakteristische Gerade mit geringer Neigung vorzufinden [Kol97].

$$K_{T,D} = 1 - 0.0014 \cdot (T / ^\circ\text{C} - 100^\circ\text{C}) \quad (2.4)$$

2.2.2 Mittelspannungen

Je nach verwendetem Werkstoff hängt die Schwingfestigkeit stark von der vorliegenden Mittelspannung und dem Spannungsverhältnis ab. Liegen im Bauteil Druckmittelspannungen ($-\sigma_m$) vor, erfolgt eine Verschiebung zu höheren ertragbaren Amplituden. Dagegen wirken sich Zugmittelspannungen ($+\sigma_m$) negativ auf die Schwingfestigkeit aus, da sich die zulässigen Spannungsamplituden verringern.

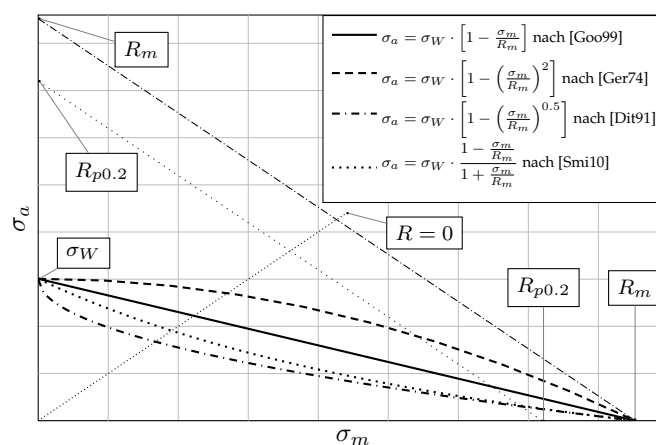


Abb. 2.8: Daufestigkeitslinien im HAIGH Diagramm unterschiedlicher Autoren (Auswahl)

Für den zugschwellenden Bereich des HAIGH Diagramms existieren gemäß Literatur unterschiedliche Ansätze zur Beschreibung der sinkenden Schwingfestigkeiten bis zum Erreichen der Formdehngrenze. Konzepte wie bspw. der Ansatz der GERBER-Parabel [Ger74] wurden

entwickelt, um die teils konservative Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit durch die GOODMAN-Gerade [Goo99] zu beheben. Ferner sind in der Literatur weitere Näherungen [Dit91, Smi10] zu finden, wobei eine Auswahl in Abbildung 2.8 dargestellt ist.

2.2.3 Eigenspannungen

Definiert werden Eigenspannungen als Spannungen im Inneren eines Bauteils, welches sich in einem homogenen und zeitlich konstanten Temperaturfeld befindet sowie durch keinerlei äußere Belastungen beaufschlagt ist. Die so vorliegenden Eigenspannungen oder auch inneren Kräfte/Momente befinden sich im mechanischen Gleichgewicht [Tie82].

Eine Einteilung von Eigenspannung ist nach [Tie82] u.a. hinsichtlich der Entstehung selbiger möglich:

- ▷ *Thermische Eigenspannungen*
Thermische Eigenspannungen resultieren aus Temperaturdifferenzen (z.B. Abkühlung) bzw. Temperaturgradienten über den Bauteilquerschnitt aufgrund von sich unterscheidenden thermischen Ausdehnungskoeffizienten.
- ▷ *Verformungseigenspannungen*
Eigenspannungen dieser Art gehen aus inhomogenen Verformungen hervor. Ursachen sind hier meist äußere Belastungen wie Momente oder Kräfte, welche z.B. an der Bauteiloberfläche zu einem plastischen Fließen führen, der Kern jedoch eine rein elastische Verformung erfährt. Die folgende Belastungswegnahme hinterlässt Eigenspannungen ungleich 0 MPa.
- ▷ *Umwandlungseigenspannungen*
Die Semantik suggeriert bereits die Eigenspannungsentstehung durch Gefügeumwandlungsprozesse. Inhomogene Phasenumwandlungen bewirken hierbei unterschiedliche Längenänderungen über den Bauteilquerschnitt. Hierzu zählen ebenfalls Eigenspannungen durch chemisch-thermische Fertigungsprozesse wie das Nitrieren von Stählen.
- ▷ *Hygrische Eigenspannungen*
Da Eigenspannungen ebenfalls durch Quellvorgänge entstehen können, ist dies eine Unterart der Umwandlungseigenspannungen infolge des auftretenden Wassergehalts (z.B. bei Beton).

Neben der Einteilung von Eigenspannungen bzgl. der Entstehung schlägt [Mas25] eine Unterteilung bzgl. der Reichweite vor:

- ▷ *Makro eigenspannungen* bzw. Eigenspannungen I. Art
Makro eigenspannungen sind über mehrere Körner nahezu homogen ($\hat{=}$ bzgl. Betrag und Richtung konstant). Somit haben Eigenspannungen dieser Art, über großflächige Bauteilbereiche durch Fertigungsprozesse eingebracht, eine Funktion als zusätzliche Mittelspannung, wodurch die lokale Schwingfestigkeit beeinflusst wird.
- ▷ *homogene Mikro eigenspannungen* bzw. Eigenspannungen II. Art
Hierbei sind die Eigenspannungen innerhalb eines Kornes als homogen anzusehen. Eine Variation ist beim Übergang von Korn zu Korn anzutreffen.
- ▷ *inhomogene Mikro eigenspannungen* bzw. Eigenspannungen III. Art
Bei dieser Art von Eigenspannungen sind selbige im Bereich mehrerer Atomabstände inhomogen verteilt. Ein Auftreten im Bereich von Versetzungen ist möglich. (In der Literatur ist für Eigenspannungen in der Umgebung von Versetzungen die Bezeichnung Eigenspannungen IV. Art zu finden [Mas25, Tie82].)

Die folglich erwähnten Eigenspannungen im Bezug auf die Bauteilschwingfestigkeit beziehen sich allein auf die Makro eigenspannungen, da diese durch Messtechnik erfassbar sind. Versuchs- und Messeinrichtungen für Eigenspannungen II. und III. Art resultieren in hohen zeitlichen und finanziellen Aufwänden im Vergleich zum Nutzen der Ergebnisse für Auswirkungen auf die Bauteillebensdauer [Klo79, Wol73]. In der vorliegenden Arbeit sind die Auswirkungen von Mikro eigenspannungen im Vergleich zu Makro eigenspannungen aufgrund der Komponentengröße vernachlässigbar. Es erfolgt ausschließlich die Betrachtung der Auswirkungen von Makro eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit.

Ein weiterer Aspekt ist die Relaxation von Eigenspannungen ausgelöst durch zyklische Beanspruchungen, wobei bereits erarbeitete Methodiken mit Versuchsergebnissen abgeglichen wurden. Für einen Überblick wird an dieser Stelle auf die Untersuchungen von [McC07, Zaa09] verwiesen.

Nahezu jede verbaute Komponente besitzt durch die durchlaufene Fertigungshistorie Eigenspannungen, welche sich im Anschluss mit Betriebsbeanspruchungen lokal überlagern. Einige Fertigungsprozesse bringen gezielt schwingfestigkeitssteigernde Eigenspannungen in hochbelastete Bauteilbereiche ein, wodurch diese bei der Auslegung in sinnvoller Weise zu berücksichtigen sind (s. Abschnitt 2.2.5).

2.2.4 Beanspruchungsart

Der in Abbildung 2.1 dargestellte sinusförmige Beanspruchungs-Zeit-Verlauf (BZV) ist charakteristisch für uniaxiale Schwingversuche an einfachen Probekörpern. Mögliche Beanspruchungsarten sind Normal- (z.B. aus Zug/Druck-, Biegebelastungen) oder Schubspannungen (z.B. aus Scher-, Torsionsbelastungen) und deren Kombination bei Überlagerung.

Laut [Kol97] wirkt sich ein von der Sinusfunktion abweichender Signalverlauf nicht auf den Langzeitfestigkeitsbereich aus. Im LCF Bereich findet eine Reduktion der Schwingfestigkeit durch die Beaufschlagung mit Trapez- oder Rechtecklastverläufen immer dann statt, wenn das Bilden von Gleitbändern und Wandern von Versetzungen begünstigt wird. Positiv wirken sich hierbei Kombinationen aus hohen Beanspruchungen mit niedriger Prüffrequenz oder hohen Temperaturen aus. Der Aussage im Langzeitfestigkeitsbereich stehen die Untersuchungen an ungekehrten Stahlproben mit Dreieck-, Sinus- und Rechtecksignalformen von [Koi68] entgegen. Unter stets gleichen Umgebungsbedingungen ergaben sich Dauerfestigkeiten in der bereits gelisteten Abstufung $\sigma_{\Delta} > \sigma_{\sim} > \sigma_{\square}$.

Eine bisher ausgiebig untersuchte Eigenschaft des beaufschlagten Last-Zeitverlaufs ist der Einfluss der Prüffrequenz f auf die Schwingfestigkeit. [Fra79, Hei70, Ste58] befassten sich u.a. mit Stahlwerkstoffen, wozu das in dieser Arbeit untersuchte Material zählt. Ein grundsätzlicher Frequenzeinfluss lässt sich im Bereich von $1 \text{ Hz} \leq f \leq 10^3 \text{ Hz}$ nicht finden, wobei dies nur gilt, wenn keinerlei (innere) Erwärmung oder zusätzliche Korrosion zum Werkstoffversagen führen [Sae89].

Der reale Betrieb von schwingbruchgefährdeten Bauteilen resultiert meist in Beanspruchungszeitfunktionen, welche in keinsten Form der einer Sinusfunktion (s. Abbildung 2.1) gleichen. Beispielhaft zeigt [Lei17] die Entwicklung der Kerbspannungen aus simulierten Mehrkörpermodellen eines 16-Zylinder Motors. Unter realen Bedingungen führt die Superposition von Normal- und Schubspannungen zu mehrachsigen Beanspruchungen, wobei eine allgemeine Vorgehensweise zur Betriebsfestigkeitsbewertung aufgrund der unterschiedlichen Überlagerungen von statischen Spannungen und zyklischen Spannungszeitverläufen ausgeschlossen

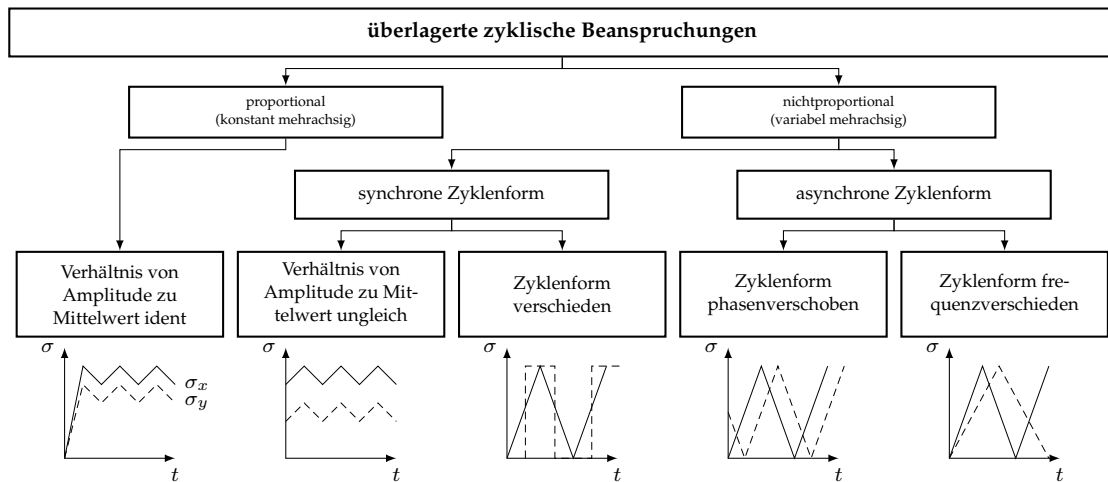


Abb. 2.9: Arten der Beanspruchungsmehrachsigkeit, eigene Darstellung nach [Liu93, See96, Zac89]

ist. Die Auslegung wird zusätzlich durch teils frequenz- und/oder phasenverschobene Signale erschwert. Abbildung 2.9 visualisiert eine zusammenfassende Übersicht zur Einteilung von mehrachsigen Signalverläufen nach [Liu93, See96, Zac89]. Proportionale Verläufe sind bei kraft geregelter Versuchsdurchführung durch ein stets gleiches Verhältnis aller Spannungskomponenten zu jedem Zeitpunkt definiert. [Soc00] schlägt neben der Nichtproportionalität ebenfalls eine Trennung der genannten Einflüsse heruntergebrochen auf die Bereiche der Kurzzeit- und Langzeitfestigkeit vor. Der sich durch die zeitabhängigen Belastungen einstellende BZV wird für eine Bauteilauslegung klassiert und für jede auftretende Mittelspannung sowie Amplitudenspannung bewertet. Hintergrund ist die unter Abschnitt 2.2.2 erwähnte Dauerfestigkeit je nach vorzufindender Mittelspannung, welche z.B. mit dem HAIGH Diagramm für den jeweiligen Werkstoff zu ermitteln ist. Hieraus geht erneut hervor, dass bei randschichtgehärteten Bauteilen in Tiefenrichtung somit die jeweiligen Gefügedauerfestigkeitsschaubilder für eine den Werkstoff ausreizende Dimensionierung Anwendung finden sollten.

2.2.5 Fertigungsprozesse

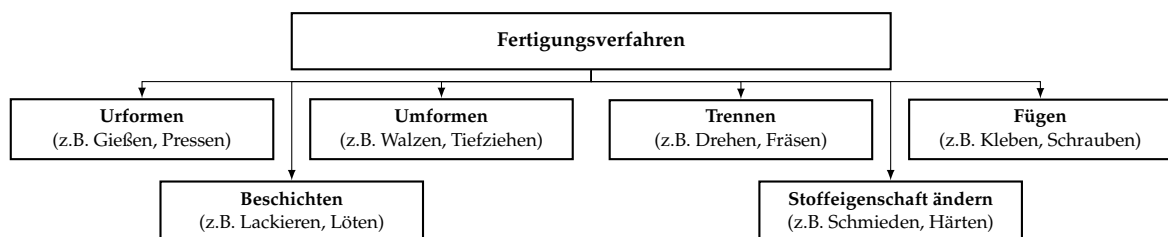


Abb. 2.10: Unterteilung der Fertigungsverfahren, eigene Darstellung nach [DIN03a]

Die Fertigungsprozesse in der heutigen Industrielandschaft sind vielseitig und damit einhergehend die jeweiligen Einflüsse auf den Bereich der Dauerfestigkeit. [DIN03a] liefert eine Einteilung der gängigsten Verfahren, welche in Abbildung 2.10 mit je einem beispielhaften Vertreter pro Untergruppe dargestellt sind. Für Kurbelwellenroherteile im Automobilbau (s. Anhang A) haben sich die großserientauglichen Fertigungsverfahren des Gießens und Schmiedens durchgesetzt. Die für schwingende Beanspruchungen kritischen Stellen der komplexen Geometrie

liegen in den Bereichen der Ölbohrungen und in den Hohlkehlen der Pleuellager [Bra13]. Teilweise erfolgen Anrisse an den Pleuellagerwangen [Koe11]. Bei hohlgegossenen oder gebohrten Wellen sind weitere kritische Bauteilbereiche möglich.

Die Behandlung jedes Fertigungsverfahrens würde den Umfang dieser Arbeit übersteigen. Die vorliegende Abhandlung beschränkt sich auf die Auswirkungen von ausgewählten Fertigungsschritten auf die Schwingfestigkeit. Die Pleuellager als ein Vertreter der geschmiedeten Bauteile des Antriebsstrangs durchläuft bis zum endgültigen Einbau und anschließenden Betriebsbeginn diverse Fertigungsschritte, welche [Fro06] bereits ausführlich beschrieben hat und folglich auf den vorliegenden Fertigungsfall anzuwenden sind. Abbildung 2.11 veranschaulicht

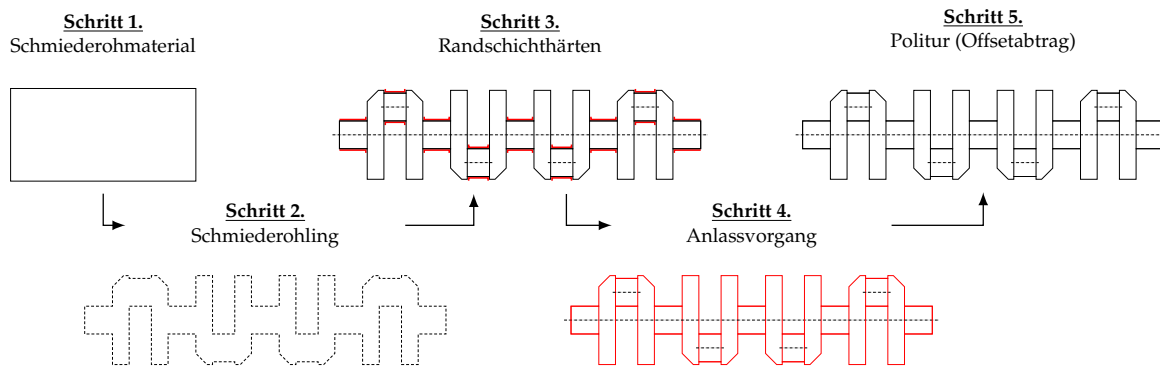


Abb. 2.11: Fertigungsschritte für eine Pleuellagerwange (schematisch), eigene Darstellung nach [Fro06]

licht den Fertigungsprozess einer geschmiedeten Pleuellagerwange für den Einsatz im Automobilbau. Ausgangspunkt der Fertigung ist ein Gußteil, welches aufgrund von sich lokal unterscheidenden Erstarrungsprozessen bereits mit Inhomogenitäten versehen ist. Zusätzlich können sich während der Erstarrung nichtmetallische Einschlüsse im zu schmiedenden Rohteil bilden, welche in Oberflächennähe einen Ausgangspunkt für Risse darstellen können. Zum Zwecke der Qualitätssteigerung bietet sich z.B. Diffusionsglühen an, wobei kosten- und zeitintensives Erwärmen *Seigerungen* teilweise löst und zu einem homogeneren Materialgefüge führt. Bereits starke Materialinhomogenitäten durch den Gießprozess sind ebenfalls lebensdauerentscheidend. Es schließt sich der nach [DIN03b] definierte Umformprozess (s. Abbildung 2.10) des Schmiedens an. Begründet wird der Fertigungsschritt durch ein Vorformen (*pre-shape*) an die endgültige Bauteilgeometrie sowie ein Reduzieren des metallischen Verschnitts durch z.B. Drehen oder Fräsen. Viele industriell geschmiedete Bauteile werden nach dem Schmiedeprozess einer Wärmebehandlung unterzogen. Hintergrund ist die Kompromissfindung zwischen Schwingfestigkeitssteigerung und Erhalt der Duktilität für den jeweiligen Einsatzzweck des Bauteils. Bei Pleuellagerwellen erfolgt die Unterscheidung zwischen der kompletten Bauteilbehandlung (z.B. Nitrieren) oder lokalen Wärmebehandlungen (z.B. Induktionshärten) von hochbelasteten Bauteilbereichen. Ferner kommen mechanische Randschichtverfestigungsverfahren wie Rollieren in der Praxis zum Einsatz [Wut12]. [Fom15, Gru92, Kau92] sind beispielhaft als Vertreter, welche sich mit dem Einfluss von Härteparametern bzgl. Schwingfestigkeit auseinandersetzen, zu nennen. Darüber hinaus existieren in Auslegungsrichtlinien (s. [Ren12] und Tabelle 2.5) ausschließlich konservative Sicherheitsbeiwerte, was einer leichtbaugetriebenen Konzeptionierung im Weg steht. In vorgelegter Arbeit wird ein Ansatz geliefert, welcher lokale Materialschwingfestigkeiten von induktiv randschichtgehärteten Bauteilen explizit berücksichtigt. Nach erfolgter Bauteilvergütung durch Härten schließt sich der Anlassvorgang an. Hintergrund ist, dass der bei Stahlwerkstoffen entstehende, meist weni-

ger duktile Martensit in einem tetragonal verzerrten Raumgitter vorliegt. Ein unterlassener Anlassvorgang kann bereits vor dem Bauteileinsatz Härterisse hervorrufen. Anlassen deutlich unterhalb des Umwandlungspunktes sorgt für eine Entspannung des martensitischen Gefüges, da sich Restaustenit durch Diffusion zersetzt bzw. zu Martensit umwandelt und sich der Martensit durch Carbidausscheidungen in ein kubisches Kristallgitter kleineren Volumens umwandelt [Bar12]. Dies reduziert wiederum den durch den Härteprozess entstandenen Eigenspannungszustand im gesamten Bauteil, welcher neben den unwesentlich reduzierten statischen sowie zyklischen Festigkeiten in einer Betriebsfestigkeitsbewertung Beachtung finden muss. [Ese14, Ese16a, Ese16b] begutachten die Entwicklung der Eigenspannungen im Bauteil durch den Anlassvorgang an dickwandigen zylindrischen Warmarbeitsstahlproben mittels finiter Elemente Simulation. Eine Adaption auf den vorliegenden Vergütungsstahl ist Bestandteil dieser Arbeit. Als letzter Fertigungsschritt folgt das für den Bauteileinsatz vorbereitende Behandeln und/oder Abschleifen von Funktionsoberflächen. Im vorliegenden Fall der Vierzylinderkurbelwelle werden die gehärteten Lagerflächen abgedreht. Der Abtrag einer bearbeiteten metallischen Randschicht bewirkt eine Änderung der randnahen Eigenspannungen und der resultierenden Oberflächenrauigkeit. Beide Faktoren haben Auswirkungen auf die endgültige Lebensdauer des gefertigten Bauteils. Als Haupteinflüsse eines durch drehende Bearbeitung beeinflussten Bauteils aus Vergütungsstahl werden in der Literatur [Jav08, Kle06, Rie08, Tie82] die Vorschubgeschwindigkeit, der Eckenradius des Drehmeißels sowie der Spanwinkel genannt. Des Weiteren muss durch den Materialabtrag eine Eigenspannungsumlagerung stattfinden, welche Druck- bzw. Zugeigenspannungsmaxima aus vorgelagerten Fertigungsschritten verschiebt [Sch12].

Wie zu erkennen ist, verüben bereits die fünf vorliegenden Fertigungsschritte enorme Einflüsse auf den endgültigen Komponentenzustand und somit auf die Bauteilschwingfestigkeit. Der industrielle Fertigungsprozess von Kurbelwellen wird durch zusätzliche Zwischenfertigungsschritte (z.B. Ausrichten, geänderte Lagerhärtereihenfolgen [Dap08]) ergänzt. Sämtliche Maßnahmen dienen der geometrischen Genauigkeit der fertigen Komponente [Fro06].

Wie bei den meisten zyklisch beanspruchten Komponenten haben Ermüdungsrisse ihren Ursprung an der Bauteiloberfläche, wobei die Kombination aus deren Güte (Rauigkeit) und Werkstoffeigenschaften (Zugfestigkeit) einen entscheidenden Einfluss auf die Dauerfestigkeit besitzt. Eine umso glattere Oberfläche impliziert stets höhere Schwingfestigkeiten [Zam85]. Die bisher gelisteten Literaturverweise sind darauf beschränkt, einzelne Bauteilzustände numerisch nachzubilden ohne diese Resultate in eine Lebensdauerbewertung zu integrieren. Ferner ist das Studium solcher Auswirkungen an komplexen Bauteilgeometrien stets anhand symmetrischer oder vereinfachter Ersatzmodelle [Hac99] vollzogen worden, was eine industrielle Übertragung des Forschungsstandes erschwert.

Zusammengefasst gilt, dass die genannten Einflussfaktoren signifikant die Ermüdungsfestigkeit des Bauteils verändern. Durch die Komplexität der zu betrachtenden Komponente *Kurbelwelle* kristallisieren sich hauptsächlich geometrische bzw. konstruktive Randbedingungen, Wärmebehandlungsprozesse, die Beanspruchungsmehrachsigkeit innerhalb von gekerbten Bereichen sowie die Kombination der drei Effekte heraus.

2.3 Methoden zur Bewertung der Betriebsfestigkeit

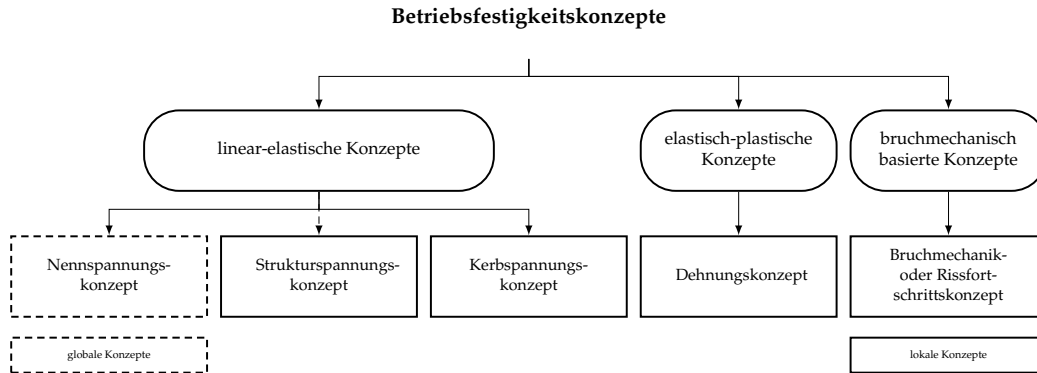


Abb. 2.12: Überblick zu Betriebsfestigkeitskonzepten, eigene Darstellung nach [Bau13]

Für eine Lebensdauerbemessung für schwingend beanspruchte Bauteile liegen in der Literatur verschiedene Konzepte vor, welche hinsichtlich der Beanspruchungen aufgeteilt werden können [Bau13, See96]. Abbildung 2.12 veranschaulicht die Aufteilung in linear-elastische, elastisch-plastische sowie bruchmechanische Konzepte. Ergänzend zur Darstellung sind in der Literatur energiebasierte Konzepte zu finden [Rad07]. Industriell angewendet werden i.d.R. Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept sowie in seltenen Fällen die Ermittlung der Restlebensdauer mit Hilfe der Langrissbruchmechanik. Hintergrund der breiten Anwendung von spannungsbasierten Konzepten ist die weit verbreitete Nutzung von numerischen Programmen mit steigender Anwenderfreundlichkeit [Bau13]. Eine Schwierigkeit besteht vor allem bei komplexen Geometrien in der Festlegung des Nennquerschnittes, wodurch hier lokale Konzepte zu empfehlen sind. Wie Abbildung 2.13 darstellt, folgt aus deren Anwendung wiederum ein erhöhter Arbeitsaufwand innerhalb der Vor- und Nachbereitung bei der rechnerischen/computerunterstützten Analyse, um die gewollte Ergebnisgenauigkeit zu erzielen. Es folgt eine kurze Erläuterung der gelisteten Konzepte.

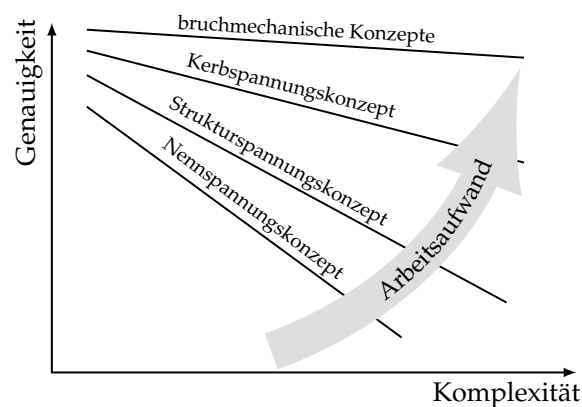


Abb. 2.13: Gegenüberstellung der Lebensdauerkonzepte, eigene Darstellung nach [Rau07]

Nennspannungskonzept

Nennspannungen werden als mechanische Spannungen eines definierten Bauteilquerschnittes festgelegt. Für stab- oder flächenförmige Strukturen sind diese gemäß der elementaren Festigkeitslehre oder anhand von Vorschriften (z.B. Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM) [Ren12]) zu berechnen. In industriellen Bereichen wie Kran- oder Stahlbau findet das Nennspannungskonzept eine breite Anwendung. Hier erfolgt das Gegenüberstellen von in Richtlinien [Hob09] hinterlegten spezifischen Kerbfallklassen für Querschnittsänderungen oder Schweißnahtübergänge und den in der Struktur auftretenden Nennspannungen. Das Konzept stützt sich auf eine große Anzahl an zur Verfügung stehenden Datensätzen für die Betriebsfestigkeitsrechnung [See96]. Die vorhandenen Kerbfallklassen limitieren hierbei gleichzeitig die praktische Auslegung und Bewertung dahingehend, dass Nennspannungen rechnerisch bestimmt sowie eindeutig dem im Regelwerk auffindbaren Kerbfall zugeordnet werden müssen [Bau13], wobei dies bei komplexen Bauteilgeometrien in der industriellen Praxis meist nicht problemlos möglich ist.

Strukturspannungskonzept

Das für geschweißte Konstruktionen entwickelte Strukturspannungskonzept ist damit zu begründen, dass für komplexere (Schweiß-)Verbindungen die Nennspannungen bzw. deren Querschnitte nicht exakt bestimmbar sind. Als Kennwert der Beanspruchung finden dabei zur Oberfläche extrapolierte Spannungen Anwendung. Diese Struktur- oder geometrischen Spannungswerte enthalten dabei alle konstruktiv bedingten Effekte (z.B. Kantenversatz, Verzug etc.) ohne die exakte Schweißnahtgeometrie, welche in einer Spannungsüberhöhung resultiert. Die Strukturspannung wird somit von globaler Geometrie und Kraftfluss geprägt, ohne die lokalen Spannungsspitzen an Kerben oder Nahtübergängen zu berücksichtigen. Falls ein Versagen von der Nahtübergangskerbe suggeriert wird, ist die Ermittlung an Platten, Blechen oder Rohren problemlos möglich. Das anschließende Vorgehen zur Lebensdauerberechnung erfolgt nach Bestimmung der Strukturspannung analog zum Nennspannungskonzept und ist in Regelwerken niedergeschrieben [Bau13, Hob09, See96].

Kerbspannungskonzept

Durch die weit verbreitete Anwendung von numerischen Berechnungsprogrammen erlaubt das Konzept der örtlich elastischen Beanspruchung eine detaillierte Aussage über lokale Spannungszustände abseits von Abschätzungen durch Nennspannungen. Innerhalb dieses Konzeptes erfolgt für die rechnerische Lebensdauerbewertung die exakte Modellierung von Querschnittsänderungen, (Schweißnaht-)Übergängen, Kerben etc., wodurch der vollständige geometrische Einfluss Einzug erhält. Kerbspannungen können so numerisch durch die Finite-Elemente-Methode (FEM) oder Boundary-Elemente-Methode (BEM) und nach grundlegenden elastizitätstheoretischen Beziehungen genähert angegeben werden. Abgesehen vom Aufwand bzgl. Vor- und Nachbereitung erlaubt dieses Konzept somit auch die Beurteilung von Geometrien, wo keine Nennspannungen evaluiert werden können. Das Kerbspannungskonzept findet Anwendung in diversen Richtlinien zur Beurteilung der Schwingfestigkeit oder Betriebsfestigkeit von Bauteilen [Bau13, Gud99, Hob09, See96].

Da bei Kurbelwellen und anderen Komponenten des Verbrennungsmotors der Kollektivhöchstwert der Beanspruchungen über die gesamte Nutzungszeit vergleichsweise oft auftritt (s. Abbildung 6.6), werden diese für die in Abschnitt 2.1.1 erläuterte *Dauerfestigkeit* [Son05] ausgelegt. Die konstruktive und absicherungsspezifische Herausforderung besteht darin, eine Risseinleitung und den Rissfortschritt zu unterbinden. Im Sinne des Kerbspannungskonzepts sind plastische Dehnungsanteile in den hochbeanspruchten Bauteilbereichen gering bzw. vernachlässigbar klein. Die zyklischen Beanspruchungsamplituden im Kerbgrund sind somit signifikant für die komplette Komponente [Rad07]. Lokale spannungsbasierte Konzepte in Kombination mit der rechnerischen Prognose der Bauteilschädigung bedienen sich den allgemein gültigen Betriebsfestigkeitsmethoden, wie sie z.B. in [Hey59, Hue81, Sie48, Sie55, Sti54, Thu32] veröffentlicht wurden.

Dehnungskonzept

Im Gegensatz zum Kerbspannungskonzept bewerten dehnungsbasierte Konzepte die bei Überschreitung der Elastizitätsgrenze entstehenden Spannungs-Dehnungshysteresen. Die im Kerbgrund auftretenden elastisch-plastischen Kerbdehnungen legen den Auslegungsschwerpunkt in den Kurzzeit- und Zeitfestigkeitsbereich hinein, wo eine hohe Dehnungslokalisierung vorliegt. Größte Herausforderung stellt die Ermittlung der im Kerbgrund auftretenden Spannungs-Dehnungs-Hysteresen insbesondere für lange Last-Zeit-Reihen mit variablen Amplituden dar. Für den Fall von vorliegenden Betriebslasten und/oder Mittelspannungen abseits von $\sigma_m = 0$ werden die Hysteresen, welche bei einem bestimmten Spannungsverhältnis ermittelt wurden, durch Schädigungsparameter transformiert und anschließend zur Bewertung herangezogen. Ein in der Literatur weit verbreiteter Schädigungsparameter wurde von SMITH, WATSON und TOPPER vorgeschlagen [Smi70]. Grundlegende Daten zum Abgleich findet der Anwender des Dehnungskonzepts in Dehnungswöhlerlinien sowie zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurven, welche für den jeweiligen Fall an Bauteil oder Probe zu ermitteln sind. Resultat sind immer Anrisslebensdauerlinien für den betrachteten Anwendungsfall [Rad07, See96].

Bruchmechanische Konzepte

Abweichend zu den bisher aufgelisteten Konzepten basieren bruchmechanische Konzepte auf der rechnerischen Bewertung des stabilen Risswachstums. Einerseits können Festigkeitsnachweise unter der Annahme von Kleinstanrissen oder Fehlstellen wie Lunkern, Einschlüssen etc. erbracht werden [Mur02]. Andererseits besteht die Möglichkeit, eine Restlebensdauer eines Bauteils unter schwingender Last durch Einbringen eines technischen Anrisses anzugeben. Rissfortschrittskonzepte stützen sich dabei auf meist experimentell ermittelte Werkstoffkennwerte, welche das spezifische Rissverhalten je nach Beanspruchungshöhe, -art und Anfangsrisslänge charakterisieren. Resultat ist die Rissfortschrittslebensdauer des Bauteils bis zum Einsetzen des instabilen Risswachstums und Restbruchs [Hai06, See96].

2.3.1 Lebensdauerberechnung mit spannungsbasierten Konzepten

Für spannungsbasierte Konzepte von schwingbruchgefährdeten Bauteilen im HCF-Bereich lässt sich in Abbildung 2.14 ein allgemeines Vorgehen gemäß etabliertem Regelwerk [Ren12] aufzei-

gen. Prinzipiell erfolgt die Gegenüberstellung von den lokal auftretenden Beanspruchungen aufgrund äußerer Lasten und der Bauteilbeanspruchbarkeit (s. Abbildung 2.14).

Die *Spannungskennwerte* in zu betrachtenden hochbeanspruchten Bereichen können durch analytische, numerische oder experimentelle Methoden ermittelt werden. Bei schwingenden Beanspruchungen mit variablen Amplituden ist das resultierende Kollektiv zunächst zu klassieren und anschließend hinsichtlich der Spannungskomponenten in Amplituden und Mittelspannungen aufzuteilen. Da im Kerbgrund oder durch die Überlagerung von Lastsignalen i.d.R. ein mehrachsiger Spannungszustand auftritt [Neu01], ist über eine zu wählende Vergleichsspannungshypothese der Spannungstensor in einen schädigungsäquivalenten einachsigen Spannungszustand zu überführen, wodurch ein Abgleich mit experimentellen Werkstofffestigkeiten ermöglicht wird. Die Bauteilbeanspruchbarkeit ergibt sich aus dem Zusammenspiel aus *Werkstofffestigkeiten* und *Konstruktionskennwerten*. Letztere implizieren die geometrische Form, Stützzahlen und Oberflächenbeschaffenheit der Komponente, wodurch Teile der Herstellungsprozesse bereits Berücksichtigung finden. Je nach Mittelspannung stehen somit die ertragbaren Amplituden für den konkreten Werkstoff sowie dessen geometrische Gestalt zur Verfügung ($\hat{=}$ *Bauteilermüdungsfestigkeit*). Es folgt der als *Nachweis* betitelt Vergleich von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit für hochbeanspruchte Bereiche unter der Berücksichtigung von Sicherheitsfaktoren. Es resultiert eine Aussage über den Bauteilauslastungsgrad auf Basis von Wöhlerlinien, welche an meist zylindrischen Proben generiert wurden und der Umrechnung auf lokale Bauteilwöhlerlinien zzgl. anzusetzenden Ausfallwahrscheinlichkeiten. Hier erfolgt die Eintragung der vorherrschenden (Ersatz-)Kollektive, welche wiederum eine Schädigungssumme generieren, die einer vorher definierten Höchstschädigung gegenüberzustellen ist [Ren12].

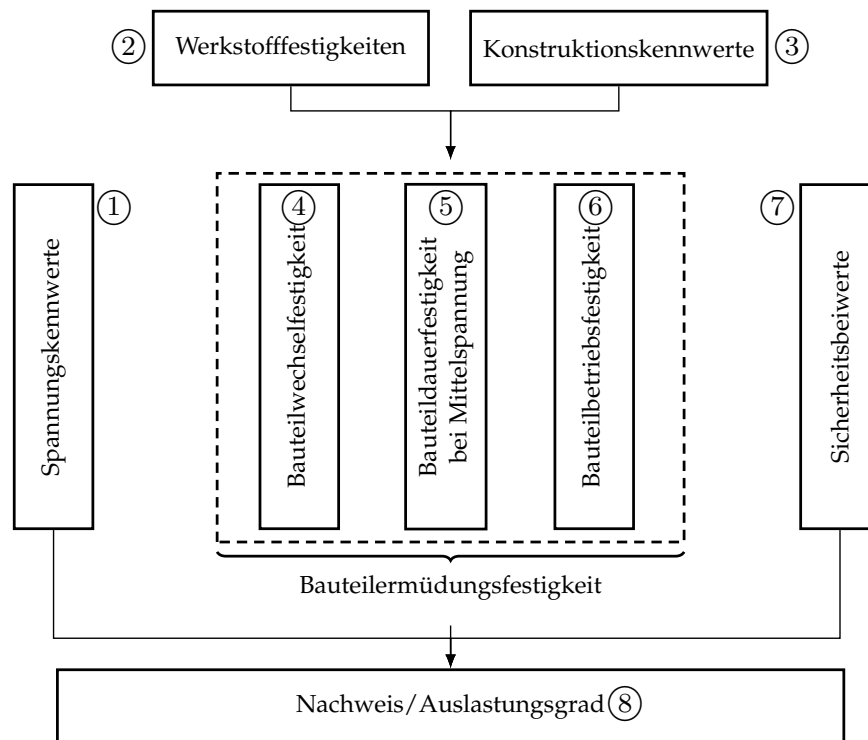


Abb. 2.14: Abfolge \textcircled{x} eines Dauerfestigkeitsnachweises, eigene Darstellung nach [Ren12]

2.3.2 Vergleichsspannungshypothesen

Gewöhnlich treten am konstruierten Bauteil mehrachsige Spannungszustände aufgrund von verschiedenartig zusammengesetzten Belastungen auf (s. Abbildung 2.9). Ferner entstehen solche Zustände wegen der auftretenden Querdehnungsbehinderung bei uniaxialen Probenversuchen an Kerben. Somit ist die Kenntnis des lokalen Spannungszustandes im höchstbeanspruchten Punkt unabdingbar [Liu93]. Die so vorliegenden Spannungszustände werden mit Festigkeitshypothesen gemeinhin zu einer skalaren Größe gleicher Schädigungswirkung zusammengefasst und der Werkstoffbeanspruchbarkeit ($\hat{=}$ Festigkeiten aus Versuchen) gegenübergestellt. Eine mögliche Aufteilung der Vergleichsspannungs-/Festigkeitshypothesen nach [Her00, Liu93] ist in Abbildung 2.15 gegeben. Hierbei umfassen klassische Festigkeitshypo-

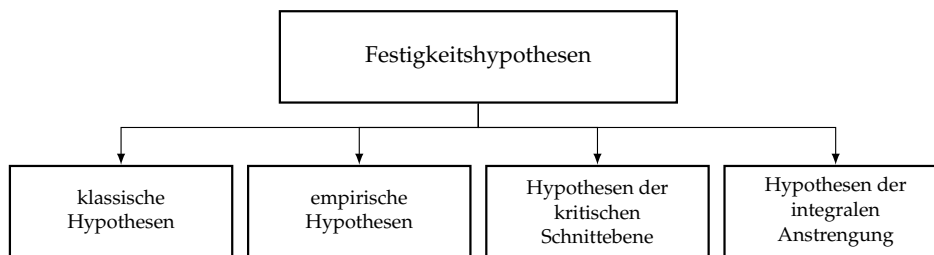


Abb. 2.15: Einteilung von Festigkeitshypothesen, eigene Darstellung nach [Her00]

thesen u.a. die Normalspannungs-, Schubspannungs- oder Gestaltänderungsenergiehypothese. Diese sind ursprünglich für statische Beanspruchungen entwickelt worden und liefern z.T. praktikable Ergebnisse für zyklische Beanspruchungen. Als Erweiterung dieser sind die empirischen Festigkeitshypothesen zu verstehen. Hier erfolgt die Adaption der klassischen Hypothesen an durchgeführten Versuchen und/oder Belastungsfällen, wodurch Aussagen, welche ein breiteres Anwendungsfeld versprechen, für mehrachsige Beanspruchungen auf empirischem Wege faktisch unmöglich sind [Liu93]. Treten Änderungen der Hauptachsenrichtungen durch zyklische Belastungen auf, finden meist Hypothesen der kritischen Schnittebene oder der integralen Anstrengung Anwendung. Nach der Definition des Spannungsbegriffs ist im Folgenden ein Überblick zu gebräuchlichen Vergleichsspannungshypothesen zu finden.

Spannungsbegriff

Die mechanische Spannung als lokale Bauteilbeanspruchung ist allgemein als Maß einer auf eine unendlich kleine Querschnittsfläche wirkenden Schnittkraft definiert [Lae11]. Der allgemein räumliche Zustand von Spannungen (s. Gleichung 2.5) mit der dazugehörigen Indizierung ist in Abbildung 2.16 anhand eines kubischen Volumenelementes dargestellt.

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

Der vorliegende Tensor II. Stufe beinhaltet Normal- σ_{ii} sowie Schubspannungen τ_{ij} und beschreibt den Spannungszustand eines beliebigen Punktes im Bauteil. Die Indizes beziehen sich nacheinander auf die Richtung der Schnittebenennormalen und der Spannung. Der Spannungstensor σ_{ij} besitzt drei idente Paare von Schubspannungskomponenten $\tau_{ij} = \tau_{ji}$ ($i \neq j; i, j = x, y, z$), wodurch sich insgesamt sechs unabhängige Spannungstensorkomponenten

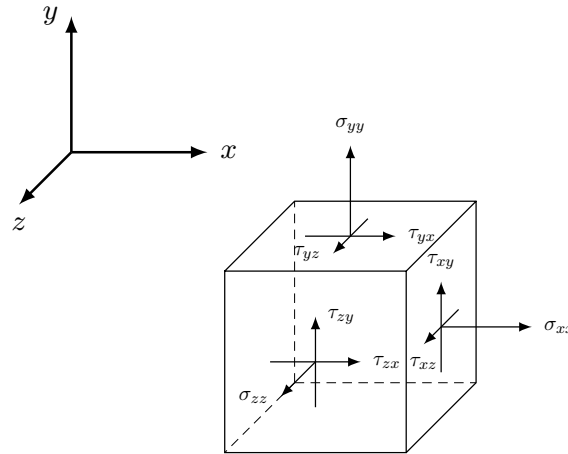


Abb. 2.16: Räumlicher Spannungszustand, eigene Darstellung nach [Alt12, Liu93]

ergeben und eine Symmetrie der Dyade vorliegt. Die Beträge der einzelnen Spannungstensor-komponenten sind stets abhängig vom referenzierten Koordinatensystem. Je nach Vorgehen der Bauteilauslegung sind gegebenenfalls Beanspruchungsgrößen notwendig, welche vom Koordinatensystem unabhängig sind (\cong Invarianten). Für jeden Spannungstensor existieren drei orthogonal aufeinander stehende Hauptnormalspannungen zzgl. Hauptebenen, in denen der Schubspannungsanteil verschwindet. Dies führt u.a. bei symmetrischen Matrizen mit der Bedingung aus Gleichung 2.6 zur Lösung eines Eigenwertproblems (s. Gleichung 2.8). Hierbei sind \vec{e}_i die Einheitsvektoren des Hauptachsensystems. Anschließend gilt es die charakteristische bzw. kubische Gleichung mit den Invarianten I_i zu lösen.

$$\sigma_{ij}\vec{e}_k = \sigma_k \quad (2.6)$$

Aus der Gleichung folgt folgendes homogenes lineares Gleichungssystem, welches eine nicht-triviale Lösung besitzt, wenn dessen Determinante null gleicht.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} - \sigma_k & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma_k & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma_k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_{kx} \\ e_{ky} \\ e_{kz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

$$\begin{vmatrix} \sigma_{xx} - \sigma_k & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma_k & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma_k \end{vmatrix} = 0 \quad (2.8)$$

$$0 = \sigma_k^3 - I_1\sigma_k^2 + I_2\sigma_k - I_3 \quad (2.9)$$

Die Koeffizienten I_1, I_2, I_3 werden als Invarianten bezeichnet und sind vom Koordinatensystem unabhängig. Eine analytische Berechnung der Hauptspannungen σ_k ($k = I, II, III$) ist z.B. durch die Formeln von CARDANO [Pes05] möglich.

$$I_1 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} = \sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III} \quad (2.10)$$

$$I_2 = \sigma_{xx}\sigma_{yy} + \sigma_{xx}\sigma_{zz} + \sigma_{yy}\sigma_{zz} - \tau_{xy}^2 - \tau_{xz}^2 - \tau_{yz}^2 = \sigma_I\sigma_{II} + \sigma_I\sigma_{III} + \sigma_{II}\sigma_{III} \quad (2.11)$$

$$I_3 = \sigma_{xx}\sigma_{yy}\sigma_{zz} - \sigma_{xx}\tau_{yz}^2 - \sigma_{yy}\tau_{xz}^2 - \sigma_{zz}\tau_{xy}^2 - 2\tau_{xy}\tau_{xz}\tau_{yz} = \sigma_I\sigma_{II}\sigma_{III} \quad (2.12)$$

Für die Hauptspannungen gilt im Hauptachsensystem somit:

$$\sigma_I \geq \sigma_{II} \geq \sigma_{III} \quad \text{sowie} \quad \boldsymbol{\sigma}_k = \begin{bmatrix} \sigma_I & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{II} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{III} \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Veranschaulicht positioniert sich das Würfelement aus Abbildung 2.16 in der Hauptachsensform so im Raum, dass ausschließlich die senkrecht aufeinander stehenden Hauptspannungen σ_k ($k = I, II, III$) als Extremwerte zur Wirkung kommen [Lae11]. Im Rahmen der Plastizitätstheorie von Metallen und der Kontinuumsmechanik sind weiterhin die hydrostatischen und deviatorischen Anteile des Spannungstensors von Interesse. Der Hydrostat eines Spannungstensors (s. Gleichung 2.5) beschreibt ein Drittel dessen mathematischer Spur [Ber89, Lip81]:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3} \quad (2.14)$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{ij}^h = \begin{bmatrix} \sigma_h & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_h & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_h \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

Wird der Hydrostat vom anfänglichen Spannungstensor abgezogen, resultiert der Deviator:

$$\boldsymbol{\sigma}'_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma'_{xx} & \tau'_{xy} & \tau'_{xz} \\ \tau'_{yx} & \sigma'_{yy} & \tau'_{yz} \\ \tau'_{zx} & \tau'_{zy} & \sigma'_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \sigma_h & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_h & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_h \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Wie in Abbildung 2.6 visualisiert, entstehen plastische Verformungen durch schubbedingte Gleitvorgänge. Durch die Tatsache, dass Schubspannungen zum Fließen eines Materials führen, ist somit die Abweichung eines Spannungszustands vom Hydrostat entscheidend [Roe12b]. Für weiterführende Betrachtungen zu plastischem Fließen sowie Fließbedingungen von metallischen Materialien sei an dieser Stelle auf die Literatur verwiesen [Lip81].

Normalspannungshypothese

$$\sigma_v = \max(\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}) = \sigma_I \quad (2.17)$$

Die Normalspannungshypothese (NH) wurde zunächst als Vergleichsspannung für statische Beanspruchungen herangezogen. Die Übertragung auf zyklisch phasengleiche Beanspruchungen spröder Werkstoffe auf Dauerfestigkeitsniveau basiert auf LAMÉ und RANKINE [Ran58]. Die Festigkeitshypothese impliziert einen Bruchausgang senkrecht zur größten Hauptnormalspannung σ_I bei Materialien ohne plastische Verformung. Dies betrifft vor allem spröde Werkstoffe. Zur Bewertung von schwingenden Beanspruchungen muss somit nach der NH die größte Hauptnormalspannung kleiner als die ermittelte Dauerfestigkeit sein [Gai03].

Schubspannungshypothese

$$\sigma_v = \sigma_I - \sigma_{III} \quad (2.18)$$

Die Schubspannungshypothese (SH) beruht auf den Untersuchungen von TRESCA [Tre64]. Ausschlaggebend für ein Bauteilversagen ist die größte Schubspannung. Nach Gleichung 2.16 ist ausschließlich der deviatorische Anteil des Spannungstensors schädigungsinitiierend. Da plastische Formänderungen bei der zugrundegelegten Hypothese auf Gleitungen beruhen, kommt die SH oft bei duktilen Werkstoffen zur Anwendung. Nach [Bro86] liefert diese Festigkeitshypothese basierend auf dem TRESCA-Fließkriterium eine solide Beurteilungsmöglichkeit für die Werkstoffbeanspruchung unter Hertzscher Pressung. Abgesehen davon, dass die Drehung von Hauptachsen innerhalb der SH keine Berücksichtigung findet, besteht die Option Eigenspannungsverteilungen in der Vergleichsspannung einzukalkulieren [Her03].

Gestaltänderungsenergiehypothese

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2} \quad (2.19)$$

Die Theorie der Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) ($\hat{=}$ v. MISES-Kriterium) basiert ähnlich zur SH auf der Annahme, dass ausschließlich der Spannungsdeviator eine Formänderung durch plastisches Fließen hervorruft [Mis13]. Namensgebender Gedanke der Hypothese ist der Ansatz, dass ein Werkstoffvolumen eine endliche (Speicher-)Kapazität an Energie besitzt, welche für Gestaltänderungen erforderlich ist. Wird diese Grenze überschritten, tritt z.B. bei duktilen Werkstoffen Gleitbandbildung nach Abbildung 2.6 ein. Der Hydrostat des Spannungstensors liefert hierbei keinen Beitrag zum plastischen Materialfließen. Er ermöglicht lediglich unter hydrostatischem Zug bei Überschreiten der Trennfestigkeit ein Versagen durch Trennbruch. Somit beschreibt die Vergleichsspannungshypothese das Werkstofffließverhalten für duktile metallische Materialien relativ gut. Ferner setzt sie voraus, dass das Fließen vom Koordinatensystem unabhängig ist. Die Studie von [Sim75] bestätigt die Aussage und statuiert, dass die Bewertung des zyklischen Werkstoffverhaltens durch die GEH nur deren Extremwerte einbezieht.

Methode der kritischen Schnittebene

Treten zeitlich variable Hauptspannungsrichtungen aufgrund komplexer Lastzeitfolgen auf, ist die Bewertung der Schwingfestigkeit auf Basis klassischer Festigkeitshypothesen komplex. Verfahren der kritischen Schnittebene agieren abseits der Hauptspannungsrichtungen und basieren auf körperfesten Koordinatensystemen. Im Betrachtungspunkt erfolgt die Untersuchung des Spannungstensors in verschiedenen Schnittebenen, wo die resultierenden Normal- und Schubspannungen der jeweiligen Ebene Amplituden- oder Mittelspannungen zuzuordnen sind. Durch das Betrachten mehrerer Schnittebenen, das Zuordnen von Vergleichsspannungen in selbigen und das Berücksichtigen des Materialverhaltens bei der Auswahl der Vergleichsspannung, erfolgt die Definition der schädigungsrelevanten Ebene [Liu93]. Zur Zusammenfassung der Normal- und Schubspannungsanteile in der kritischen Schnittebene liegen zahlreiche Hypothesen vor. Bekannte Vertreter sind:

- ▷ kritische Normalspannungshypothese
- ▷ kritische Schubspannungshypothese
- ▷ Oktaederschubspannungshypothese sowie deren Modifikationen

Zu den neueren Entwicklungen zählen Schnittebenenverfahren, welche Werkstofffähigkeiten direkt berücksichtigen und Schubanteile unter teilweise hohem Berechnungsaufwand [Gai13] mit in die schädigungsrelevante Normalspannung hineinskalieren [Gai06]. Beispielhaft ist in

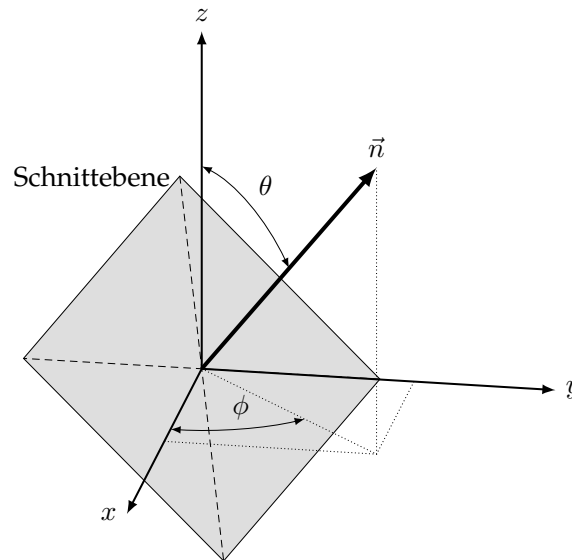


Abb. 2.17: Schnittebene zzgl. Normalenvektor, eigene Darstellung nach [Gai03]

Abbildung 2.17 eine beliebige Schnittebene eines Auswertepunktes dargestellt. Senkrecht dazu steht der Normalenvektor \vec{n} . Dieser ist durch den Polarwinkel ϕ und Azimutwinkel θ gekennzeichnet. Gemäß der Abbildung ergibt sich der Normalenvektor aus den Koordinatenrichtungsanteilen einer jeden Schnittebene zu:

$$\vec{n} = \begin{bmatrix} n_x \\ n_y \\ n_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin \theta \cdot \cos \phi \\ \sin \theta \cdot \sin \phi \\ \cos \phi \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

Der Spannungstensor (s. Gleichung 2.5), welcher hier angedacht im Koordinatenursprung positioniert ist, zerlegt sich für die vorliegende Schnittebene in drei Richtungsanteile:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{n,x} \\ \sigma_{n,y} \\ \sigma_{n,z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \cdot n_x + \tau_{xy} \cdot n_y + \tau_{xz} \cdot n_z \\ \tau_{yx} \cdot n_x + \sigma_{yy} \cdot n_y + \tau_{yz} \cdot n_z \\ \sigma_{zx} \cdot n_x + \tau_{zy} \cdot n_y + \sigma_{zz} \cdot n_z \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

Dies repräsentiert lediglich die Normalenanteile der Schnittebene im Falle einer statischen Beanspruchung bzw. eines einzelnen Zeitinkrements. Die Übertragung auf zeitliche Verläufe resultiert in:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{n,x}(t) \\ \sigma_{n,y}(t) \\ \sigma_{n,z}(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx}(t) \cdot n_x + \tau_{xy}(t) \cdot n_y + \tau_{xz}(t) \cdot n_z \\ \tau_{yx}(t) \cdot n_x + \sigma_{yy}(t) \cdot n_y + \tau_{yz}(t) \cdot n_z \\ \sigma_{zx}(t) \cdot n_x + \tau_{zy}(t) \cdot n_y + \sigma_{zz}(t) \cdot n_z \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

Eine zuvor erwähnte Aufteilung in Mittelspannungs- und Spannungsamplitudenanteile ist somit gegeben. Ferner besteht die Möglichkeit Zyklenzählverfahren anzuwenden [Gai03, Liu93].

Als ein weiterer Vertreter der in der Literatur auffindbaren Schnittebenenverfahren für mehrachsige Beanspruchungen ist das Verfahren nach DANG VAN aufzuführen. Nach [Dan89] ist

mit einem Versagen im Bereich der Dauerfestigkeit zu rechnen, wenn eine festgelegte Grenze durch die Linearkombination von hydrostatischem Spannungsanteil und Schubspannungen in der betrachteten Schnittebene überschritten wird. Auffällig an diesem Ansatz ist das Einbeziehen von Gefügeplastifizierungen und dem sich daraus einstellenden stabilisierten Spannungszustand, wodurch zyklische Werkstoffverfestigungen in den Ausfallgeraden implementiert sind.

Integrale Verfahren

Im Gegensatz zu den Verfahren der kritischen Schnittebene, wo lediglich eine einzelne Ebene durch die Zerlegung des Spannungstensors betrachtet wird, beziehen die Verfahren der integralen Anstrengung die in allen Ebenen wirkenden Beanspruchungen als schädigungsrelevant ein. Ein bekannter Vertreter der integralen Verfahren ist die Schubspannungsintensitätshypothese (SIH), welche für die Berechnung der Dauerfestigkeit von variierenden Hauptspannungsrichtungen konzipiert wurde. Zum Einbeziehen sämtlicher Schnittebenen wird von unterschiedlichen Autoren das Fließkriterium nach v. MISES herangezogen. So findet z.B. der quadratische Mittelwert der Schubspannungen [Nov53] Anwendung, welcher die Grundlage für die Arbeiten von [Sim75] und [Ric77] liefert.

Weiterhin gibt es Hypothesen, die eine Bewertung der sich ergebenden Spannungsverläufe in definierten Spannungsräumen vornehmen und daraus eine Werkstoffschädigung bzw. Lebensdauerabschätzung ableiten. Nach derzeitigem Kenntnisstand lassen sich solche Ansätze nicht den gelisteten Methoden der integralen Anstrengung oder kritischen Schnittebene eindeutig zuordnen [Bol14, Ste11, Sto08, Wie11].

2.3.3 Stützzifferkonzepte zur Ermittlung lokaler Beanspruchbarkeiten

Da reale Bauteile zum Zwecke der Funktionserfüllung, wegen äußerer Randbedingungen, fertigungs- und konstruktionsbedingt (verfügbarer Bauraum, Lagerungen etc.) Kerben aufweisen, sind diese Bereiche durch die im Betrieb auftretenden Beanspruchungen von besonderer Bedeutung für die rechnerische Auslegung. [Rad07] unterteilt die Kerbarten hinsichtlich der Entstehungsart in Form-, Werkstoff- und Belastungskerbten. Allen gemein ist eine örtliche Überhöhung der Beanspruchung.

Grundlage des rechnerischen Festigkeitsnachweises sind zumeist Schwingversuche an ungekerbten Proben des Bauteilwerkstoffes, welche es auf die reale Geometrie zu übertragen gilt [Eic02]. Querschnittsveränderungen, Bohrungen u.Ä. sind Bauteilbereiche, welche sich als Stellen inhomogener Spannungsverteilungen herauskristallisieren. Sollte vom Auslegenden an Kerben eine Festigkeitsbewertung gemäß den ermittelten Dauerfestigkeiten der ungekerbten Probenversuche erfolgen, so kann dies zu einer konservativen Bewertung führen, was mit keinerlei Leichtbaubestrebungen in Einklang zu bringen ist. Abbildung 2.18 visualisiert hierzu schematisch Probenwöhlerlinien einer ungekerbten und gekerbten Probenform. Der dazugehörigen Kerbspannungsamplitude ist zu entnehmen, dass die gekerbte Probe eine im Kerbbereich lokal höher ertragbare Spannungsamplitude gegenüber der ungekerbten Probe aufweist. Dieser Effekt ist allgemein als Stützwirkung n in Abhängigkeit von Größeneinfluss, Werkstoff, Kerbgeometrie und Spannungsverhältnis definiert. Der formelmäßige Zusammenhang ergibt sich als Quotient der in Kerbspannungen dargestellten Dauerfestigkeiten (s. Gleichung 2.23).

$$n = \frac{\sigma_D(\text{gekerbt})}{\sigma_D(\text{ungekerbt})} = \frac{K_t}{K_f} \quad (2.23)$$

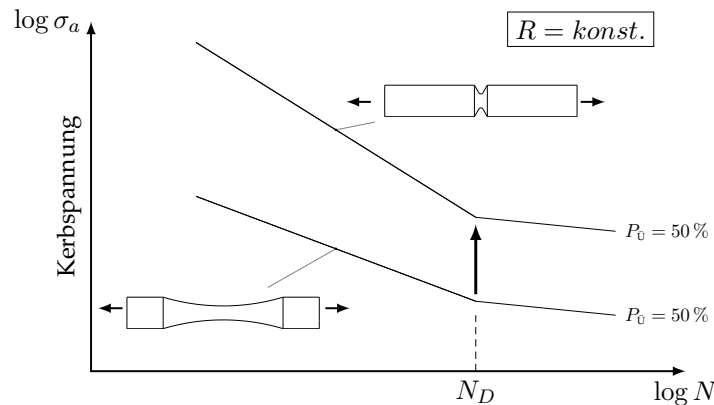


Abb. 2.18: Vergleich von gekerbter und ungekerbter Wöhlerlinie (schematisch), eigene Darstellung nach [Goe12]

Die Stützwirkung einer ungekerbten Probe unter axialer Beanspruchung beträgt somit $n = 1$. Da im Kerbgrund zumeist ein mehrachsiger Spannungszustand auftritt, ist es zweckmäßig diesen mittels einer entsprechenden Vergleichsspannung (s. Abschnitt 2.3.2) zusammenzufassen. Im Ingenieuralltag hat sich zur Benennung von Kerbspannungen die Formzahl K_t , welche auf die Untersuchungen von [Neu36] zurückgeht, etabliert. Selbige umfasst das Verhältnis von maximal elastizitätstheoretisch ermittelbarer Kerbspannung (σ_I) zu Nennspannung.

$$K_t = \frac{\sigma_I(\text{gekerbt})}{\sigma_{\text{Nenn}}(\text{ungekerbt})} \quad (2.24)$$

$$K_f = \frac{\sigma_{D,\text{Nenn}}(\text{ungekerbt})}{\sigma_{D,\text{Nenn}}(\text{gekerbt})} \quad (2.25)$$

Des Weiteren lässt sich die Stützwirkung durch Kerbwirkungs- und Formzahl ausdrücken. Die Kerbwirkungszahl K_f beschreibt allgemein den Quotienten aus den Dauerfestigkeitsamplituden, welche in Nennspannungen einzusetzen sind. Die Zusammenhänge lassen folgende Abstufung zu:

$$1 \leq K_f \leq K_t \quad (2.26)$$

Das analytische Vorgehen zur Bestimmung von K_t basiert auf den ausführlichen Studien von [Neu01]. Stand der Technik ist mittlerweile die numerische Bestimmung der genäherten Kerbspannungen durch FEM gestützte Software. In der Literatur lässt sich eine Vielzahl von Stützzifferkonzepten auffinden. Der vorliegende Abschnitt dient dazu, die gebräuchlichsten Konzepte zu erläutern. Abbildung 2.19 gibt einen Überblick zu den in der Literatur auffindbaren

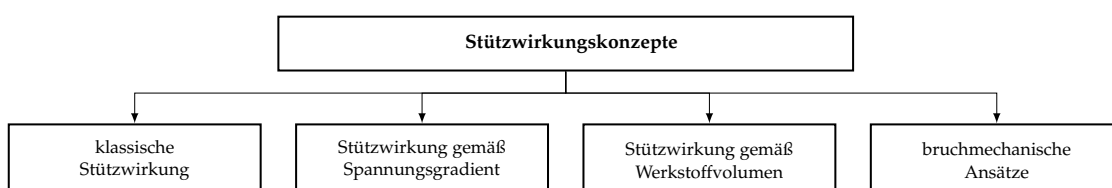


Abb. 2.19: Stützwirkungskonzepte, Gliederung nach [Goe12]

Stützzifferkonzepten. Die klassischen Konzepte umfassen hierbei ältere Anwendungskonzepte, welche nur teilweise bzw. keine Anwendung in der heutigen Auslegung finden. Sie sollen der Vollständigkeit halber kurz beschrieben werden. Grundsätzlich beruhen alle aufgeführten Anstrengungen auf zwei Informationen:

- ▷ Kerbform (Geometrie) und das resultierende belastungsabhängige Beanspruchungsfeld
- ▷ Bewertung des resultierenden Beanspruchungsfeldes für das verwendete Material

Die Herangehensweise der Konzepte kann u.a. auf der Betrachtung der kernnahen Spannungen beruhen. Eine Art der Bewertung kann mit dem charakteristischen Verlauf des Spannungsgradienten adaptiert auf den verwendeten Werkstoff beschrieben werden. Eine weitere Möglichkeit bietet die meist numerische Nutzung des höchstbeanspruchten Volumens. Ein festgelegter (Spannungs-)Grenzwert stellt die Untergrenze dar. Konzepte, welche auf der Bruchmechanik beruhen, ziehen für die Beurteilung der Stützwirkung die Spannungen in der Umgebung eines Risses im Kerbgrund heran.

Klassische Stützwirkung

Die klassischen Ansätze zur Beschreibung der Stützwirkung umfassen u.a. die Arbeiten von THUM [Thu32], PETERSON [Pet59] oder NEUBER [Neu01]. [Thu32] führt hierzu den Begriff der Kerbempfindlichkeit η ein, wobei η einen Wert zwischen 0 (kerbunempfindlich) und 1 (voll kerbempfindlich) annimmt. Die Bestimmung erfolgt auf rechnerischem Wege nach PETERSON oder durch Experimente und unterliegt den Abhängigkeiten von verwendetem Werkstoff, vorzufindender Kerbgeometrie und beaufschlagter Belastung. Nach der Bestimmung der Kerbempfindlichkeit errechnet sich die für die Stützwirkung relevante Kerbwirkungszahl zu:

$$K_f = 1 + (K_t - 1) \cdot \eta \quad (2.27)$$

Zur analytischen Beschreibung der Kerbempfindlichkeit nach THUM betrachtet [Pet59] die Spannung in einem bestimmten Abstand vom Kerbgrund. Unter der Annahme eines linear abfallenden Spannungsverlaufs vom Kerbgrund entspricht die dort manifestierte Beanspruchung der Werkstoffdauerfestigkeit. Zur analytischen Beschreibung der Distanz vom Kerbgrund erhalten die Einflüsse von Material (Zugfestigkeit) und Art der Beanspruchung Einzug in die analytische Ermittlung von η . Ein Werkstoff gilt nach PETERSON als kerbunempfindlich, wenn ansteigende Distanzen zur Berechnung von η berücksichtigt werden.

Eine Parallele zur Betrachtung von Beanspruchungen nicht unmittelbar im Kerbgrund zeigt das Vorgehen von [Neu01]. NEUBER führt hierzu die Ersatzstrukturlänge ρ^* ein. Selbige ist durch die Referenzierung zur Fließgrenze werkstoffspezifisch und durch experimentelle Untersuchungen zu bestimmen. Zum Zwecke der Vereinfachung wird die Kerbspannung für einen fiktiven Kerbradius r_f berechnet, welcher die Summe aus ursprünglichem Kerbradius r_K zzgl. dem Produkt aus Ersatzstrukturlänge sowie einem festigkeitshypothesen- und beanspruchungsabhängigen Faktor s beinhaltet.

$$r_f = \rho^* s + r_K \quad (2.28)$$

Der so berechnete stehende fiktive Kerbradius ermöglicht die Ermittlung der Kerbwirkungszahl im linear-elastischen Bereich, was in der Literatur mit elastischer Mikrostützwirkung betitelt ist. Erfolgt ein Überschreiten dieser elastischen Grenze, ist nach NEUBER die Makrostützwirkung heranzuziehen. Durch lokales plastisches Fließen im Kerbgrund reduziert sich die (im

Vergleich zur elastizitätstheoretisch ermittelten) örtliche Maximalspannung. Dieser Prozess ist mit einer Spannungsumlagerung verbunden.

Aktuelle Forschungsvorhaben von [Eul11] bestätigen, dass die Mikrostützwirkung einen kleinen Bauteilbereich betreffend bei spröden Werkstoffen überwiegt. Duktile Materialien sind im Gegenzug durch die Makrostützwirkung geprägt, wodurch tieferliegende Werkstoffbereiche die Beanspruchung mit tragen.

Stützwirkung gemäß Spannungsgradient

Der Spannungsgradient beschreibt allgemein den Verlauf einer Spannungstensorkomponente oder Vergleichsspannung (i.d.R. σ_I) mit zunehmendem Abstand von der Oberfläche in Bauteiltiefenrichtung. Der bezogene Spannungsgradient χ' (s. Abbildung 2.20) hat sich in der Praxis als Parameter zur Bewertung der Stützwirkung einer Kerbe bewährt und geht auf die Studien von [Sie48, Sie55] zurück. Ermittelt wird der relative Spannungsgradient aus dem Verlauf der

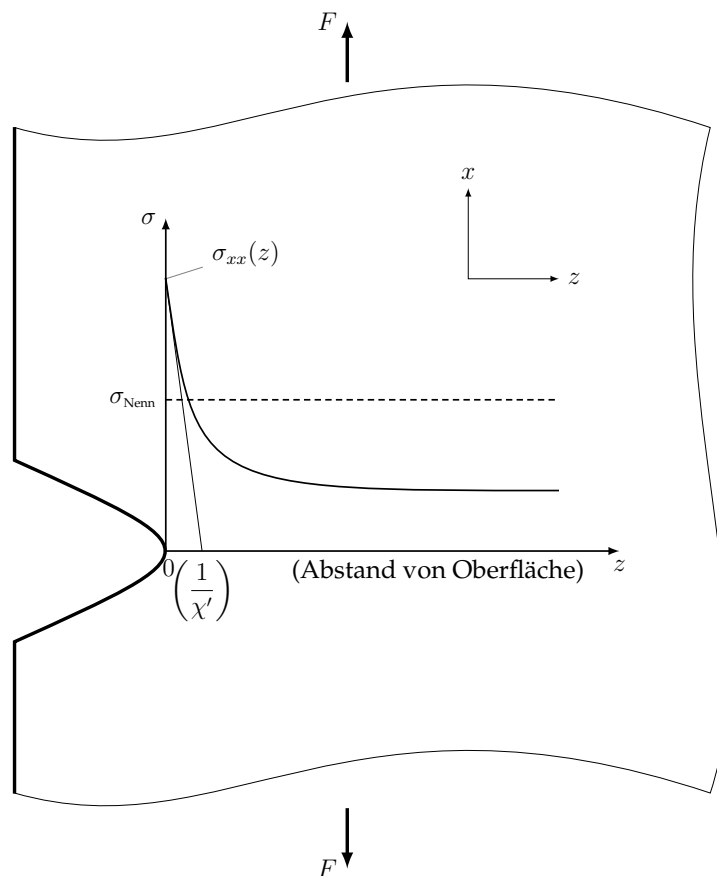


Abb. 2.20: Verlauf des Spannungsgradienten an Bauteilkerbe (schematisch), eigene Darstellung nach [Neu68]

Vergleichsspannung oder Tensorkomponente basierend auf der Elastizitätstheorie vom Kerbgrund normal in Werkstofftieferichtung. Der Anstieg im Punkt der Bauteil-/Kerboberfläche

bezieht den Spannungsgradienten mittels Division durch das Spannungsmaximum an der Kerboberfläche ein:

$$\chi' = \frac{1}{\sigma_{xx}} \left. \frac{d\sigma_{xx}(z)}{dz} \right|_{z=0} \quad (2.29)$$

Der innerhalb der Darstellung aufgeführte Verlauf der Spannungstensorkomponente ist aufgrund ihrer streng monoton fallenden Charakteristik im kernnahen Umfeld durch einen mathematisch negativen Gradienten einzuschätzen. Für die Stützwirkung auf Basis des bezogenen Spannungsgefälles ist bei allen in der Literatur auffindbaren Konzepten lediglich der Betrag entscheidend. Zu den wichtigsten Ansätzen gemäß relativem Spannungsgradient zählen die Verfahren nach SIEBEL & STIELER [Sie55, Sti54], HÜCK & THRAINER & SCHÜTZ [Hue81], FKM [Ren12] sowie EICHLSEDER [Eic89, Eic02], welche im Folgenden kurz erläutert werden.

Stützwirkung nach Siebel und Stieler

[Sie55, Sti54] stellten einen signifikanten Zusammenhang des bezogenen Spannungsgradienten zur Stützwirkung fest. Basis sind diverse Schwingversuche unterschiedlichster Materialien zzgl. Kerbformen und der Betrachtung der ersten Hauptspannung σ_I in Tiefenrichtung der jeweiligen Kerbe. Die Stützwirkung ergibt sich in Abhängigkeit vom relativen Gradienten und der Streckgrenze $R_{p0.2}$ (0.2 % Dehngrenze) zu:

$$n = 1 + \sqrt{\chi' \text{ (mm)}} \cdot 10^{-\left(0.33 + \frac{R_{p0.2}}{712 \text{ MPa}}\right)} \quad (2.30)$$

Stützwirkung nach Hück, Thrainer und Schütz

Ein weiteres Stützzifferkonzept auf Basis des relativen Spannungsgradienten ist in [Hue81] veröffentlicht. Markant ist die Einteilung in Werkstoffgruppen, wobei zur Berechnung der Stützziffer keine Werkstofffestigkeiten Einzug erhalten. Die Werkstoffzugfestigkeit R_m dient nach HÜCK, THRAINER, SCHÜTZ (HTS) der Zuordnung des Werkstoffs zu den drei Werkstoffgruppen Stahl, Stahl- oder Grauguss. Die Veröffentlichung gründet auf diversen in der Literatur auffindbaren Wöhlerlinien. HTS geben die Stützziffern mit folglich gelisteten Formeln an:

$$n = 1 + 0.45 \cdot (\chi' \text{ (mm)})^{0.30} \quad \text{Stahl} \quad (2.31)$$

$$n = 1 + 0.33 \cdot (\chi' \text{ (mm)})^{0.65} \quad \text{Stahlguss} \quad (2.32)$$

$$n = 1 + 0.43 \cdot (\chi' \text{ (mm)})^{0.68} \quad \text{Grauguss} \quad (2.33)$$

Die Einordnung in die Werkstoffklassen anhand der statischen Festigkeiten liefert Tabelle 2.2.

Tab. 2.2: Einteilung der Werkstoffgruppen für die Stützwirkung (HTS) nach [Hue81]

Werkstoffgruppe	R_m
Stahl	250 ... 1 200 MPa
Stahlguss	250 ... 800 MPa
Grauguss	150 ... 350 MPa

Stützwirkung nach FKM

Die Problematik der Unabhängigkeit der Stützziffern von der Zugfestigkeit resultiert in einer massiven Überschätzung des Werkstoffs bei der Nutzung des relativen Spannungsgradienten nach HTS [Jae88]. Neuere Berechnungsvorschriften [Ren12] schlagen hierfür das zusätzliche Einbeziehen von der Zugfestigkeit innerhalb der Werkstoffgruppe vor. Nach der FKM-Richtlinie ergibt sich somit die Stützwirkung in Abhängigkeit des relativen Spannungsgradienten. Mit den zur Verfügung stehenden Formeln in Tabelle 2.3 ist zu erkennen, dass mit

Tab. 2.3: Stützwirkung nach FKM Richtlinie [Ren12]

relativer Spannungsgradient χ'	Stützwirkung nach FKM
$\chi' \leq 0.1 \frac{1}{\text{mm}}$	$n = 1 + \chi' \cdot (\text{mm}) \cdot 10^{-\left(a_G - 0.5 + \frac{R_m}{b_G}\right)}$
$0.1 \frac{1}{\text{mm}} < \chi' \leq 1 \frac{1}{\text{mm}}$	$n = 1 + \sqrt{\chi' \cdot (\text{mm})} \cdot 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)}$
$1 \frac{1}{\text{mm}} < \chi' \leq 100 \frac{1}{\text{mm}}$	$n = 1 + \sqrt[4]{\chi' \cdot (\text{mm})} \cdot 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)}$

zunehmendem χ' der Exponent kleiner wird und die Stützwirkung n steigt. Die werkstoffspezifischen Faktoren a_G und b_G lassen sich aus Tabelle 2.4 entnehmen.

Tab. 2.4: Werkstoffkonstanten für die Stützwirkung nach FKM Richtlinie [Ren12]

	nichtrost. Stahl	anderer Stahl	GS	GGG	GT	GG	Alu- knet.	Alu- guss.
$a_G / (-)$	0.40	0.50	0.25	0.05	-0.05	-0.05	0.05	-0.05
$b_G / (\text{MPa})$	2 400	2 700	2 000	3 200	3 200	3 200	850	3 200

Stützwirkung nach Eichlseder

Ein weiteres Verfahren zur Abschätzung der Stützwirkung auf Basis des relativen Spannungsgradienten wurde in [Eic89, Eic02] veröffentlicht. Das von EICHLSEDER geprägte *örtliche Konzept auf Gradientenbasis* fungiert als eine Weiterentwicklung von HTS. Dessen numerische Auslegung beruht auf elastizitätstheoretisch ermittelten Spannungswerten, welche die Grundlage für lokale Bauteilwöhlerlinien bilden. Der entstandene Spannungsgradient adaptiert die charakteristischen Eigenschaften der Werkstoffwöhlerlinie (Neigung k , Dauerfestigkeit σ_D , Ecklastschwingspielzahl N_D) an Bauteilkerben u.a. durch den relativen Spannungsgradienten. Beispielfhaft soll dies anhand der Dauerfestigkeit in Abhängigkeit des relativen Spannungsgradienten geschildert werden. EICHLSEDER nutzt hierbei experimentell ermittelte Dauerfestigkeiten unter Biegung $\sigma_{D,b}$ zusätzlich zu Zug/Druck $\sigma_{D,zd}$.

$$\chi'(\text{Zug/Druck}) = 0 \quad (2.34)$$

$$\chi'(\text{Biegung}) = \frac{2}{d} \quad (d - \text{Durchmesser der Vergleichsprobe}) \quad (2.35)$$

Die dazugehörigen relativen Spannungsgradienten bei ungekerbten Probekörpern bekannten Durchmessers d ergeben zwei Stützpunkte im $\chi' - \sigma_D$ Diagramm (s. Abbildung 2.21).

$$\sigma_D = \sigma_{D,zd} \left(1 + \left(\frac{\sigma_{D,b}}{\sigma_{D,zd}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi'}{2/d} \right)^{K_D} \right) \quad (2.36)$$

Für den Exponent K_D ist z.B. bei Stählen der Wert $K_D = 0.3$ gebräuchlich. Weitere werden für andere Werkstoffklassen ebenfalls vorgeschlagen. Die Stützwirkung n errechnet sich aus Gleichung 2.36 zu:

$$n = 1 + \left(\frac{\sigma_{D,b}}{\sigma_{D,zd}} - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi'}{2/d} \right)^{K_D} \quad (2.37)$$

Die Kerbempfindlichkeit ist somit durch das Dauerfestigkeitsverhältnis von Biegung und Zug/Druck bestimmbar. Tritt im Bauteil eine homogene Werkstoffbeanspruchung ($\chi' = 0$) auf, beträgt die Stützziffer $n = 1$. Im Falle der Anwendung des Konzepts auf eine ungekerbte Probe mit dem Durchmesser d unter Biegebeanspruchung resultiert dies in $n = \sigma_{D,b}/\sigma_{D,zd}$. Im Vergleich zum Gradientenverfahren nach HTS korrigiert EICHLSEDER dessen Nichtbestimmbarkeit von $\sigma_{D,b}$ aus dem relativen Spannungsgradienten. Die kommerzielle Software FEMFAT zur rechnerischen Auslegung von Komponenten hat das beschriebene Verfahren implementiert [Mag08].

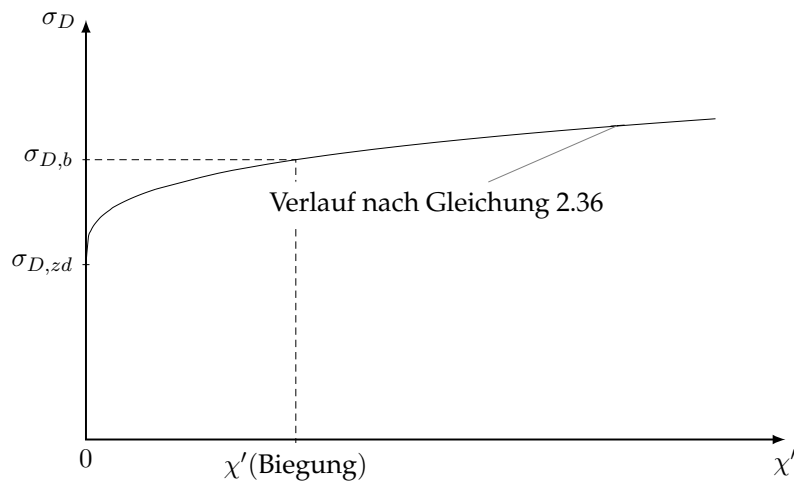


Abb. 2.21: Abhängigkeit der lokalen Dauerfestigkeit vom relativen Spannungsgradienten gemäß EICHLSEDER (schematisch), eigene Darstellung nach [Eic89, Eic02]

Werkstoffvolumenbasierte Ansätze

Die vorgestellten Konzepte auf Basis des Spannungsgradienten besitzen meist nicht die Option Dauerfestigkeitsunterschiede bei Biegeversuchen (Axial- und Umlaufbiegung (UB)) rechnerisch vorherzusagen. Wird in einem solchen Fall der relative Spannungsgradient betrachtet, ist dieser ident. Begründbar sind die experimentellen Unterschiede durch den statistischen Größeneinfluss, welcher die höhere Schwingfestigkeit dem kleineren Bauteil bei zwei geometrisch gleichen Komponenten unterschiedlicher Größe zuschreibt [Koe75]. Werkstoffvolumenbasierte Ansätze setzen hingegen voraus, dass mit zunehmendem hochbeanspruchten Volumen die

Anrisswahrscheinlichkeit durch werkstoffbedingte Fehlstellen steigt. Das Prinzip des höchstbeanspruchten Bauteilvolumens nutzt selbiges zur Übertragung von Dauerfestigkeiten, wobei erste Untersuchungen auf [Kug61] zurückgehen.

[Son93] definiert einen empirisch gewachsenen Schwellwert von 90 % der maximal auftretenden Spannung im Bauteil, oberhalb dessen kein Abfallen der Spannungsamplitude auftritt. Vor allem bei komplexer Bauteilgeometrie ist dieses Volumen $V_{90\%}$ nur numerisch bestimmbar. Durch die Nutzung von Vergleichsspannungshypothesen (s. Abschnitt 2.3.2) lassen sich ebenfalls komplexe mehrachsige Spannungszustände in Kerben mit diesem Konzept behandeln. Das direkte Verhältnis der beanspruchten Volumina von ungekerbter und gekerbter Probegeometrie entspricht nach SONSINO der Stützwirkung.

$$n = \left(\frac{V_{90\%}(\text{ungekerbt})}{V_{90\%}(\text{gekerbt})} \right)^\nu \quad (2.38)$$

Falls gleiche Fertigungsvoraussetzungen der gekerbten und ungekerbten Proben (oder Komponenten) vorliegen, berechnet sich die Dauerfestigkeit der Kerbprobe zu:

$$\sigma_D(\text{gekerbt}) = \sigma_D(\text{ungekerbt}) \cdot \left(\frac{V_{90\%}(\text{ungekerbt})}{V_{90\%}(\text{gekerbt})} \right)^\nu \quad (2.39)$$

Der in Gleichung 2.38 genutzte Exponent ν ist werkstoffspezifisch. Die Einfachheit des Konzepts besteht darin, dass keinerlei Unterscheidung zwischen statistischem und spannungsmechanischem Größeneinfluss stattfindet, da u.a. der Spannungsverlauf im $V_{90\%}$ keine Berücksichtigung findet.

Eine Kombination des von SONSINO [Son93] hervorgebrachten Ansatzes des höchstbeanspruchten Volumens und der Methode des relativen Spannungsgradienten nach EICHLSEDER [Eic02] findet in [Fro11] Anwendung. Das *volumenkorrigierte Spannungsgradientenmodell* betrachtet den spannungsmechanischen (1) und statistischen (2) Größeneinfluss separat, wodurch sich die Stützwirkung zu:

$$n = \underbrace{\left[1 + \left(\frac{\sigma_{D,b}}{\sigma_{D,zd}} \cdot \left(\frac{V_{90\%,b}}{V_{90\%,zd}} \right)^a - 1 \right) \cdot \left(\frac{\chi'}{2/d} \right)^{K_D} \right]}_{(1)} \cdot \underbrace{\left(\frac{V_{90\%,zd}}{V_{90\%}} \right)^a}_{(2)} \quad (2.40)$$

ergibt. Mit dem werkstoffspezifischem Exponenten a erfasst FRÖSCHL den statistischen Größeneinfluss. Die Ermittlung erfolgt über eine experimentelle Datenbasis bestehend aus Dauerfestigkeiten σ_D von Axialbiege- (ab) und Umlaufbiegeversuchen (ub).

$$a = \frac{\log \frac{\sigma_{D,ab}}{\sigma_{D,ub}}}{\log \frac{V_{90\%,ub}}{V_{90\%,ab}}} \quad (2.41)$$

[Fro10] zeigt einen direkten Vergleich des Konzeptes nach EICHLSEDER und dem beschriebenen volumenkorrigierten Spannungsgradientenmodell. Letzteres konnte präzisere Vorhersagen von Bauteildauerfestigkeiten liefern, wobei dies ausschließlich anhand einer Datenbasis von Werkstoffen aus Stahl validiert worden ist. Einen Vorteil gegenüber anderen Stützzifferkonzepten verschafft sich FRÖSCHL durch einen zusätzlichen eventuell zu adaptierenden (Material-)Parameter a .

Bruchmechanische Stützzifferkonzepte

Bruchmechanische Ansätze seien an dieser Stelle lediglich der Vollständigkeit halber aufgeführt. Wie Abbildung 2.5 bereits verdeutlicht, besteht die Möglichkeit der Mikrorissentstehung bei Beanspruchungen auf Dauerfestigkeitsniveau, wobei diese bis zu einer gewissen Grenzriszlänge nicht zu einem Bauteilversagen führen. Die Stützzifferkonzepte auf bruchmechanischer Basis bedienen sich somit u.a. dem Beanspruchungskennwert der Dauerfestigkeit als Schwellwert für den zyklischen Rissfortschritt oder der Grenzriszlänge als Maß eines nicht voranschreitenden Risses [And95]. Ausführliche Erklärungen zu bruchmechanischen Stützzifferkonzepten sind an dieser Stelle der Literatur [Liu01, Liu11, Luk86] zu entnehmen.

2.4 Experimentelle Verfahren zur Bestimmung der Schwingfestigkeit

Da innerhalb der vorliegenden Arbeit die Charakterisierung der Werkstoffschwingfestigkeit zu vollziehen ist, widmet sich der folgende Abschnitt den experimentellen Alternativen zur Ermittlung von Dauerfestigkeitsschaubildern nach WÖHLER. Der allgemeine Aufbau einer Wöhlerlinie ist dem Leser durch Abbildung 2.3 sowie den dazugehörigen Erläuterungen bekannt. Eine grundsätzliche Unterscheidung in Versuch und Auswertung ist analog zum Schaubild zur Bestimmung der Kurzzeit-, Zeit- sowie Langzeitfestigkeit üblich. Das Intervall der Kurzzeitfestigkeit ist innerhalb dieser Arbeit von eher untergeordneter Wichtigkeit, wodurch sich die folgenden Ausführungen zu Versuchsdurchführung und deren statistischer Auswertung auf die Bereiche der Zeit- und Langzeitfestigkeit konzentrieren.

Allen aufgelisteten Verfahren wird die Annahme zugrunde gelegt, dass die Schwingversuchsergebnisse einer logarithmischen Normalverteilung folgen [Mue15].

2.4.1 Zeitfestigkeit

[Hai06, Rad07] listen zahlreiche historische Ansätze zur Beschreibung des Zeitfestigkeitsbereichs auf. Innerhalb der doppeltlogarithmischen Auftragung hat sich die Form nach [Bas10] etabliert, wobei neben Schwingspielzahl N und Spannungsamplitude σ_a zusätzlich der Lageparameter C sowie die Neigung k Anwendung finden. Folgende Ausführungen zur Zeitfestigkeitsgeraden stützen sich auf Gleichung 2.42.

$$N = C \cdot \sigma_a^{-k} \quad (2.42)$$

Perlschnurverfahren

Bei der Nutzung des Perlschnurverfahrens werden Proben mit diversen Spannungsamplituden im (abgeschätzten) Zeitfestigkeitsbereich geprüft. Das Versuchsabbruchkriterium (Δ) greift bei Probenversagen durch einen Anriss definierter Länge ($\hat{=}$ technischer Anriss) oder Probenbruch. Die Versuchsergebnisse werden im $\log \sigma_a$ - $\log N$ Diagramm punktuell eingetragen. Durch die Anwendung einer linearen Regression der eingetragenen Datenpunkte resultiert die Gerade für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{v}} = 50\%$. Die schematische Darstellung

ist in Abbildung 2.22 (links) visualisiert. Zur Eintragung von anderen Überlebenswahrscheinlichkeiten (z.B. $P_U = 90\%$ & $P_U = 10\%$) ist unter der Annahme einer bekannten und im gesamten Zeitfestigkeitsbereich konstanten Streuspanne T_σ eine Parallelverschiebung der $P_U = 50\%$ Geraden vorzunehmen [Mau99].

[Mar11] ist zu entnehmen, dass im Falle von keinerlei Abschätzungskenntnis im Zeitfestigkeitsbereich des zu prüfenden Werkstoffs, das Prüfvorgehen gemäß Perlschnur zu favorisieren ist, da fehlplatzierte σ_a Niveaus schnell erkannt werden.

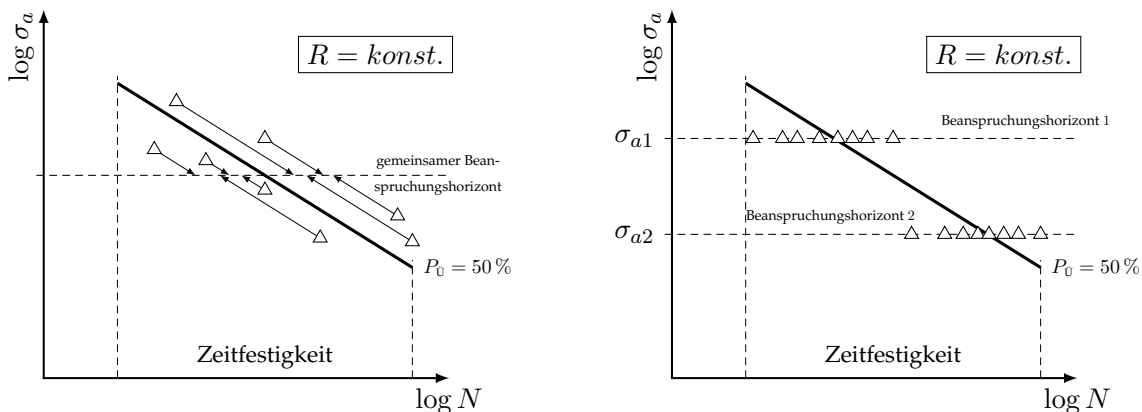


Abb. 2.22: Perlschnur- (links) und Horizontenverfahren (rechts), eigene Darstellung nach [Mau99]

Horizontenverfahren

Abbildung 2.22 (rechts) veranschaulicht ein alternatives Vorgehen zur Versuchsplanung im Zeitfestigkeitsbereich. Häufig erfolgt das Prüfen von mehreren Proben auf z.B. zwei Beanspruchungshorizonten. Infolge der Ergebnisse auf unterschiedlichen Niveaus lässt sich jeweils ein logarithmischer Mittelwert zzgl. einer Schätzung der Standardabweichung auf einem (Stichproben-)Horizont bestimmen. Je nach Überlebenswahrscheinlichkeit resultiert somit eine Geradengleichung, welche vom Anstieg Abweichungen zur $P_U = 50\%$ Gerade aufweisen kann. Die versuchstechnische Planung und Auswertung mittels Horizontenverfahren erkaufte sich hierbei die Aussage über unterschiedliche Neigungen je Überlebenswahrscheinlichkeit mit einer größeren Anzahl an Proben im Vergleich zum Perlschnurverfahren. Ein Festlegen von Horizonten ist zusätzlich meist an ein umfangreiches Prüferfahrungswissen gebunden, da ein zufälliges Wählen von zwei Beanspruchungshorizonten in einem Übergangsbereich eine tendenziell zu flache Neigung erzielt [Mar11].

Beide Verfahren liefern im Falle der Wahl von Beanspruchungshorizonten in unmittelbarer Nähe beider Übergangsbereiche (Zeitfestigkeit zu Kurzzeitfestigkeit & Zeitfestigkeit zu Langzeitfestigkeit) aussagekräftige Ergebnisse [Mar11].

2.4.2 Langzeitfestigkeit

Wie in Abschnitt 2.1.1 dargelegt, beschreibt der Wert der Dauerfestigkeit in der vorgelegten Arbeit den zyklischen Festigkeitswert bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW. In diesem Schwingungszahlbereich

ergeben sich Probenausfälle (Δ) und im Falle des Erreichens der Grenzschwingenspielzahl eine als Durchläufer (DL) (\circ) gekennzeichnete Probe.

Die nachfolgende Auflistung enthält die in der Praxis am häufigsten angewendeten Verfahren. Die Auswertemethoden nach LOCATI [Loc55] und PROT [Pro48] bleiben an dieser Stelle ohne weitere Ausführungen, da diese keine Abschätzung von Streuparametern ermöglichen. Des Weiteren finden Berechnungsverfahren für die Dauerfestigkeit auf Basis der arcsin-Verteilung (z.B. [Den75]) keine Anwendung in den vorgelegten Versuchsauswertungen, da der aktuelle Stand der Wissenschaft [Ber08b, Spi07] deren Nutzung nicht uneingeschränkt empfiehlt.

Treppenstufenverfahren

Namensgebendes Merkmal ist die Versuchsdurchführung durch die Festlegung von zu prüfenden Beanspruchungs- oder Lasthorizonten durch einen konstanten Stufensprung, welcher den Abstand von benachbarten Niveaus darstellt. Der erste Prüfling erzielt bei Treppenstufenverfahren ein bestimmtes Ergebnis (Durchläufer oder Bruch). Der folgende Beanspruchungshorizont hängt hierbei stets vom vorigen Ergebnis ab. Hat die Probe die definierte Grenzschwingenspielzahl erreicht, ist eine neue Probe auf dem erzielten Durchläuferniveau plus Stufensprung einzusetzen. Im Falle eines Bruchs wird die nächste Probe auf dem Bruchhorizont abzüglich des definierten Stufensprungs geprüft. Eine Möglichkeit der sich einstellenden Treppenstufen ist in Abbildung 2.23 visualisiert. Das aus den Versuchsergebnissen zu errechnende Dauerfestigkeitsniveau ist u.a. nach den Vorgehen von [Deu74, Dix48, Hue83, Liu01] durchzuführen. Aus den oben genannten Auswerteverfahren wird im Folgenden die Berechnung des Dau-

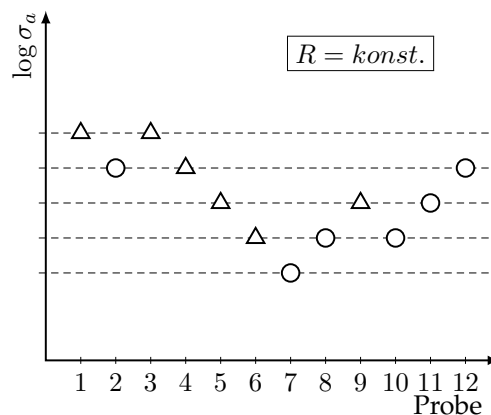


Abb. 2.23: Treppenstufenverfahren zur Bestimmung der Dauerfestigkeit (schematisch), eigene Darstellung nach [Dix48, Hue83]

erfestigkeitsniveaus nach [Hue83] näher betrachtet. Grundsätzliche Unterschiede zu [Dix48] bestehen in:

- ▷ einer erwartungstreuen Abschätzung der Standardabweichung sowie
- ▷ dem Einbeziehen von allen Versuchsergebnissen abseits des weniger oft eingetretenen Ereignisses zur Schätzung der Standardabweichung [Dix48].

Nach HÜCK [Hue83] sind die Treppenstufen nur für äquidistante Versuchsniveaus auszuwerten, welche im weiteren Versuchsprogramm der Langzeitfestigkeit nicht erneut auftreten. Üblicherweise lohnt sich im Hinblick auf den wirtschaftlichen Einsatz von Proben ein Annähern aus dem Zeitfestigkeitsbereich, da diese Proben für eine mögliche Wöhlerlinienberechnung

in diesem Gebiet zur Verfügung stehen. Die auszuwertenden Treppenstufen schließen hierbei jene ein, welche innerhalb eines Mischbereichs aus Durchläufern (○) und Brüchen (△) liegen, wodurch die Versuche um den Mittelwert der Dauerfestigkeit oszillieren. Darüberliegende Beanspruchungsstufen sind für die Auswertung der Dauerfestigkeit nicht heranziehbar (□). Nach dem Verbrauch aller Proben ergänzt HÜCK die Treppenstufen durch einen fiktiven Versuch (F) je nach zuletzt erzieltm Ereignis. Die genannte Vorgehensweise ist in Abbildung 2.24 dargestellt. Die rechnerische Auswertung erfolgt durch die Ermittlung der Hilfsgrößen F_H , A_H und B_H gemäß aufsteigender Beanspruchungsniveaunummerierung beginnend mit $i = 0$. Durch den im Versuch genutzten Stufensprung d_H errechnet sich der logarithmische

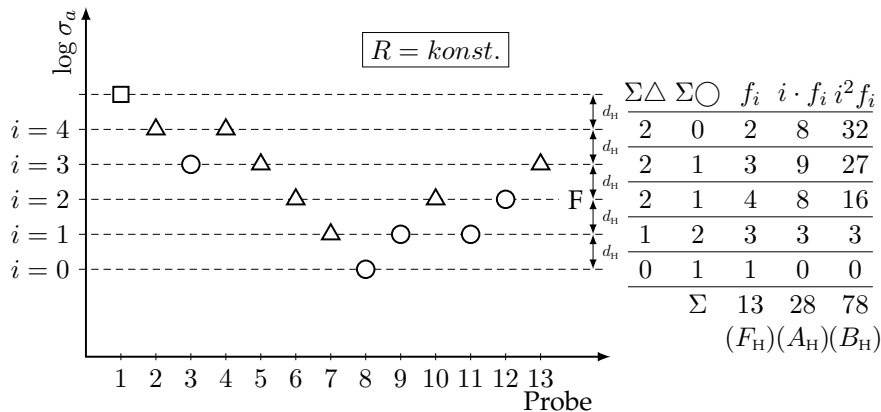


Abb. 2.24: Treppenstufenverfahren nach HÜCK (schematisch), eigene Darstellung nach [Hue83]

Mittelwert der Dauerfestigkeit σ_D mit $P_{\dot{U}} = 50\%$ zu:

$$\sigma_D (P_{\dot{U}} = 50\%) = \sigma_a (i = 0) + d_H \cdot \frac{A_H}{F_H} \quad (2.43)$$

Die Hilfsgrößen werden weiterhin für den Parameter k_H zur Ermittlung der Standardabweichung s_H benutzt, welcher sich wie folgt ergibt:

$$k_H = \frac{F_H \cdot B_H - A_H^2}{F_H^2} \quad (2.44)$$

Durch den Hilfsparameter k_H und den Logarithmus des konstanten Stufensprungs d_H ist mit dem Diagramm nach HÜCK (s. Abbildung 2.25) eine erwartungstreue Abschätzung der Standardabweichung ablesbar.

Maximum-Likelihood Methode

Zur Auswertung mittels der Maximum-Likelihood Methode [Dix48] sind alle Versuchsergebnisse ohne eine Aufbereitung gemäß Treppenstufen zzgl. Stufensprung o.Ä. heranzuziehen. Es erfolgt die Parameterschätzung auf Basis einer Wahrscheinlichkeitsfunktion unter der Prämisse einer maximal übereinstimmenden Wahrscheinlichkeit der Versuchsreihenfolge. Da für die Niveauüberlebenswahrscheinlichkeit pro Beanspruchungshorizont jeweils logarithmischer Mittelwert, Standardabweichung sowie Bruch- und Durchläuferanzahl in die Bewertung ein-

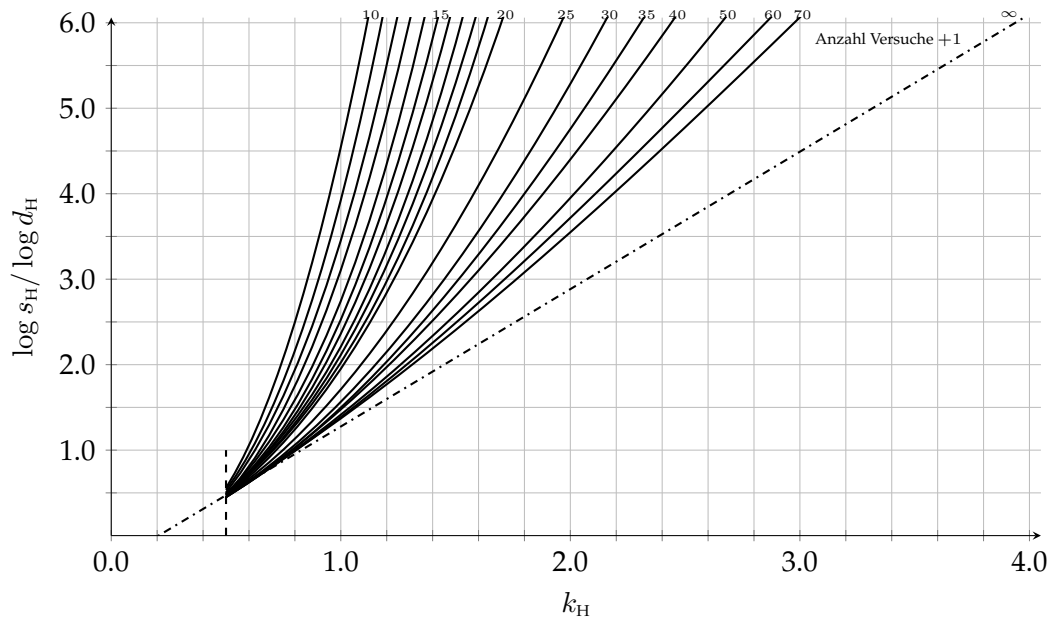


Abb. 2.25: Schätzwerte für die erwartungstreue Abschätzung der Standardabweichung nach HÜCK, eigene Darstellung nach [Hue83]

bezogen werden, ist zur Nutzung der Maximum-Likelihood Methode die computergestützte Auswertung zu empfehlen.

Probitverfahren

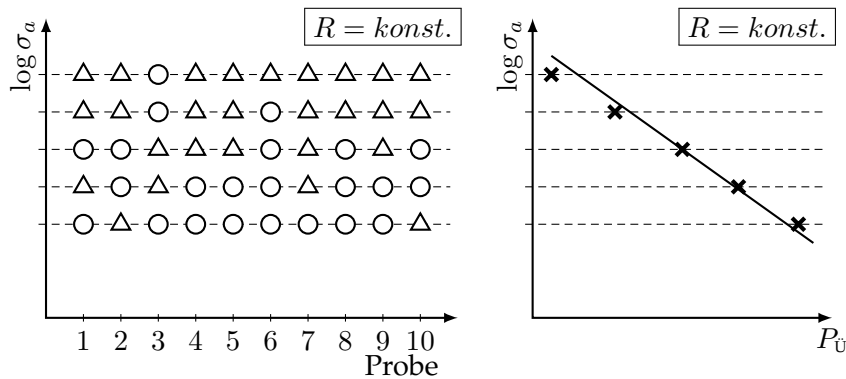


Abb. 2.26: Dauerfestigkeitsbestimmung gemäß Probitverfahren, eigene Darstellung nach [Mau99]

Das Probitverfahren zeichnet sich durch eine große Anzahl an auszuwertenden Probenereignissen aus. Nach [Mau99] sind mindestens vier Beanspruchungshorizonte mit je zehn Proben im Mischbereich in die Auswertung einzubeziehen. Als Mischbereich zählen Horizonte mit je mindestens einem Bruch (△) und/oder Durchläufer (○). Die Auswertung umfasst das Belegen eines jeden Niveaus mit je einer Überlebenswahrscheinlichkeit P_U , welche z.B. in ein Wahrscheinlichkeitsnetz überführt werden kann. Durch eine anschließende lineare Regression resultiert der Mittelwert der Dauerfestigkeit sowie die Standardabweichung der Stichprobe. Das Vorgehen ist exemplarisch in Abbildung 2.26 dargestellt.

Abgrenzungsverfahren

Im Gegensatz zum Probitverfahren prüft das Abgrenzungsverfahren [Mae77] auf zwei Beanspruchungshorizonten mit nahezu gleicher Probenanzahl. Zum Herantasten der Niveaus im unmittelbaren Streubandgrenzbereich ($P_{\bar{U}} = 10\%$ & $P_{\bar{U}} = 90\%$) der Dauerfestigkeit sind Hilfsversuche unumgänglich. Die Auswertung ist in analoger Vorgehensweise zum Probitverfahren durch die Übertragung im Wahrscheinlichkeitspapier [Ros64] möglich. Eine Darstellung ist in Abbildung 2.27 zu finden.

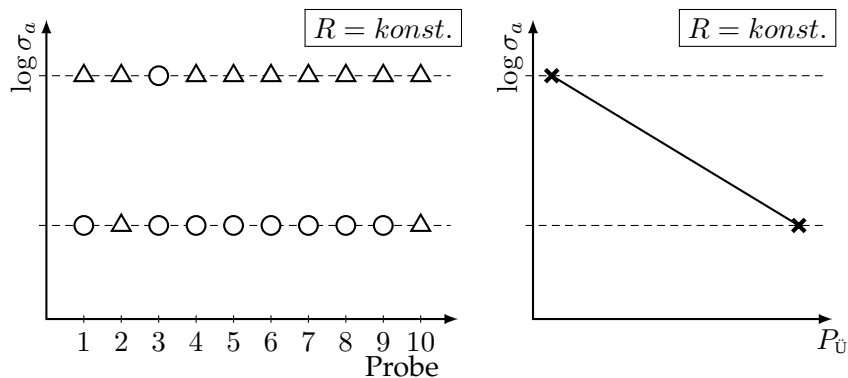


Abb. 2.27: Dauerfestigkeitsbestimmung gemäß Abgrenzungsverfahren, eigene Darstellung nach [Mae77]

2.5 Fertigungseinflüsse durch Randschichtverfestigung

Wie bereits in Abschnitt 2.2 angedeutet, existieren etliche Einflüsse auf die Bauteilschwingfestigkeit. [Nar99] unterteilt die Verfahren in mechanische, thermische und thermomechanische Untergruppen. Beispielhafte Arten der Bauteilnachbehandlung sind Abbildung 2.28 zu entnehmen. Allen genannten Verfahren ist gemein, dass die schwingfestigkeitssteigernden Maß-

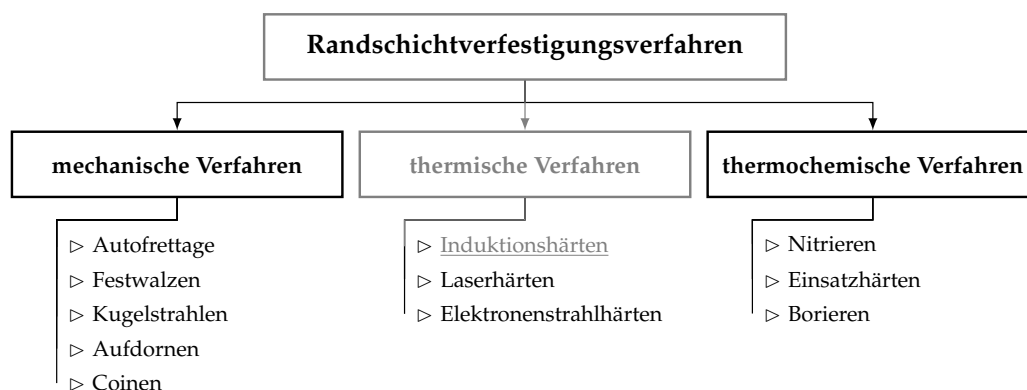


Abb. 2.28: Überblick Randschichtverfestigungsverfahren, eigene Darstellung nach [Nar99]

nahmen aus einer Mischung von nachfolgend aufgelisteten Effekten basieren:

- ▷ Wechsel des Materialgefüges,
- ▷ Steigerung der zyklischen und statischen Festigkeit der Randschicht,

- ▷ Schaffung oberflächennaher Druckeigenspannungen und/oder
- ▷ Glättung der Materialoberfläche [Nar99].

Tab. 2.5: Richtwerte für Randschichtfaktoren je Bearbeitungsverfahren für Stähle nach [Ren12]

Fertigungsverfahren	Faktor K_V für ungekerbte Komponenten	Faktor K_V für gekerbte Komponenten
chemisch-thermische Fertigungsverfahren		
Nitrieren	1.10 ... 1.25	1.30 ... 3.00
Karbonitrieren	1.80 ... 1.25	
Einsatzhärten	1.10 ... 2.00	1.20 ... 2.50
mechanische Fertigungsverfahren		
Festwalzen	1.10 ... 1.40	1.30 ... 2.20
Kugelstrahlen	1.10 ... 1.30	1.10 ... 2.50
thermische Fertigungsverfahren		
Induktionshärten	1.20 ... 1.50	1.50 ... 2.50
Flammhärten	1.20 ... 1.50	1.50 ... 2.50

Zur Berücksichtigung der bearbeiteten Randschicht stellt [Ren12] Richtwerte je nach genutztem Verfahren für ungekerbte sowie gekerbte Bauteile zur Verfügung, welche Tabelle 2.5 zu entnehmen sind.

$$K_V = \frac{\sigma_D(\text{randschichtbearbeitet})}{\sigma_D(\text{unbehandelt})} \quad (2.45)$$

Der Faktor K_V ist als Quotient der Dauerfestigkeiten von randschichtbearbeiteter und unbehandelter Komponente zu verstehen [Nar99]. Wie bereits in Abbildung 2.11 veranschaulicht, bezieht sich die vorliegende Arbeit auf die Berücksichtigung des Fertigungsschrittes „Induktionshärten“, wodurch sich nach Tabelle 2.5 Festigkeitssteigerungen von Faktor 1.20 ... 2.50 im Vergleich zum unbehandelten Grundwerkstoff ergeben. Die schwingfestigkeitssteigernde Wirkung im Bereich der Langzeitfestigkeit beruht neben den schwingfestigkeitssteigernden Gefügeeigenschaften der Randschicht auf den eingebrachten Druckeigenspannungen der randnahen Bauteilbereiche, welche die Lebensdauer positiv beeinflussen [Paq13]. Charakteristische Eigenspannungsverläufe für randschichtverfestigte Bauteile sind bereits in der Literatur [Aig16, Gru03, Hab15, Lan88, Sch12] veröffentlicht. Eine allgemeingültige Tendenz der axialen Eigenspannungstensor-Komponente $\sigma_{ES,ax}$ normal in Bauteiltiefenrichtung ist Abbildung 2.29 zu entnehmen.

Folglich aufgeführte Abschnitte geben einen Überblick über den zu untersuchenden Fertigungsprozess bei geschmiedeten Kurbelwellen.

2.5.1 Induktionshärten

Wie aus Abbildung 2.28 ersichtlich, zählt das Induktionshärten zu den thermischen Randschichthärtungsverfahren nach [DIN18, DIN00]. Bei Stählen erzielt die lokale Martensitumwandlung im Vergleich zum duktilen Kerngefüge zusätzlich zur Schwingfestigkeitssteigerung eine

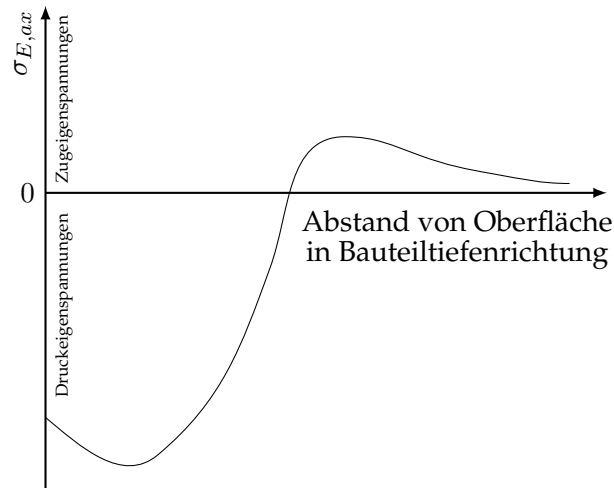


Abb. 2.29: axialer Eigenspannungstiefenverlauf (schematisch), eigene Darstellung nach [Lan88]

erhöhte Materialhärte sowie Widerstandsfähigkeit gegen Verschleiß [Gro89]. Im Gegensatz zu den aufgelisteten thermischen Verfahren beruht der namensgebende Vorgang der Wärmebringung auf der induktiven Erwärmung des ferromagnetischen Materials über dessen Austenitisierungstemperatur $T_{AC,3}$. Die anschließende kontrollierte Abkühlung mit hohen Kühlraten resultiert in der Umwandlung des Austenits in Martensit. Die Grafiken aus Abbildung 2.30 veranschaulichen hierzu schematisch den Temperatur-Zeit-Verlauf (links) sowie das resultierende Härteprofil (rechts) eines thermisch randschichtgehärteten Bauteils.

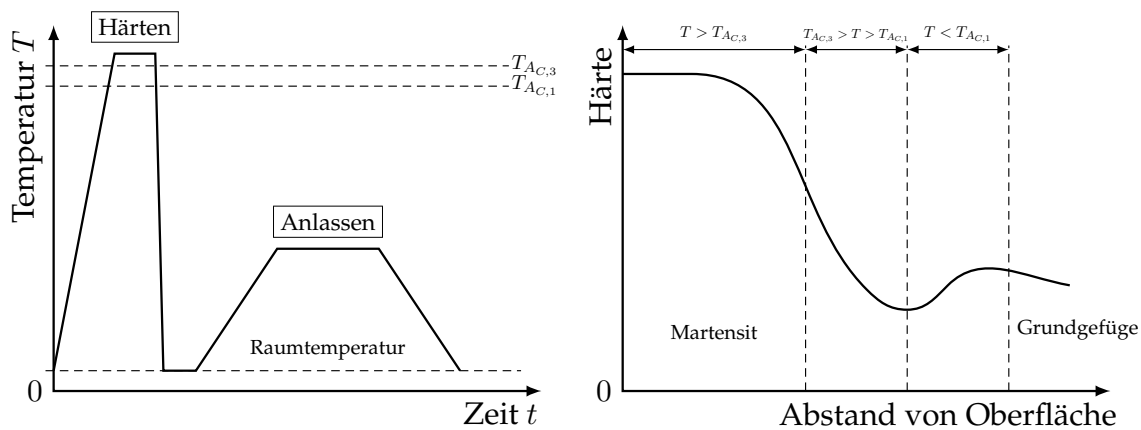


Abb. 2.30: Temperatur-Zeit-Verlauf der thermisch behandelten Randschicht (links) & Härteprofil eines randschichtgehärteten Bauteils (rechts), eigene Darstellung nach [DIN00]

Der Wärmebehandlungsprozess besitzt aus industrieller Sicht ein hohes Maß an Attraktivität, da die Automatisier- und Reproduzierbarkeit des Induktionshärtens zzgl. Abkühlung die Integration in Serienfertigungsverfahren auch bei komplexen Bauteilgeometrien ermöglicht [Con04, Con06].

2.5.2 Computergestützte Modellierung

Da der Fokus der Arbeit auf der rechnerischen Betriebsfestigkeitsbewertung im Langzeitfestigkeitsbereich liegt, erfolgt eine ausführliche Erläuterung der simulativen Hintergründe in den Abschnitten 5.2.2 und 5.3.1. Folglich wird ein Kurzüberblick über die computergestützte Modellierung dargelegt.

[Gro05, Sch07, Sch12, Str13] zeigen anhand von Proben oder bauteilähnlichen Geometrien die numerische Modellierung von Gefügeumwandlungsprozessen sowie resultierenden Eigenspannungen durch den Fertigungsprozess. Die zugrunde gelegten FEM Modelle sorgen dabei für ein optimiertes, zeitliches Fertigungsprozessverständnis, wobei die industriell praktikabel entstandenen Bauteileigenschaften in der vorliegenden Arbeit als Basis für die rechnerische Lebensdauervorhersage herangezogen werden.

Die numerische Modellierung von transient thermischen Prozessen wie Induktionshärten der Randschicht erfordert einen grundlegenden Prozessüberblick zu den sich einstellenden physikalischen Abhängigkeiten der Materialeigenschaften (s. Abbildung 2.31). Die Erwärmung oberflächennaher Bereiche muss somit die Beziehungen zwischen transientem Temperaturfeld, der sich einstellenden Phasenumwandlung sowie strukturmechanischen Wechselwirkungen abbilden. Der Prozess des Induktionshärtens impliziert im vorliegenden Vorhaben die lokale martensitische Umwandlung randnaher Bauteilbereiche ($\hat{=}$ Schalenhärter). Der Erwärmvor-

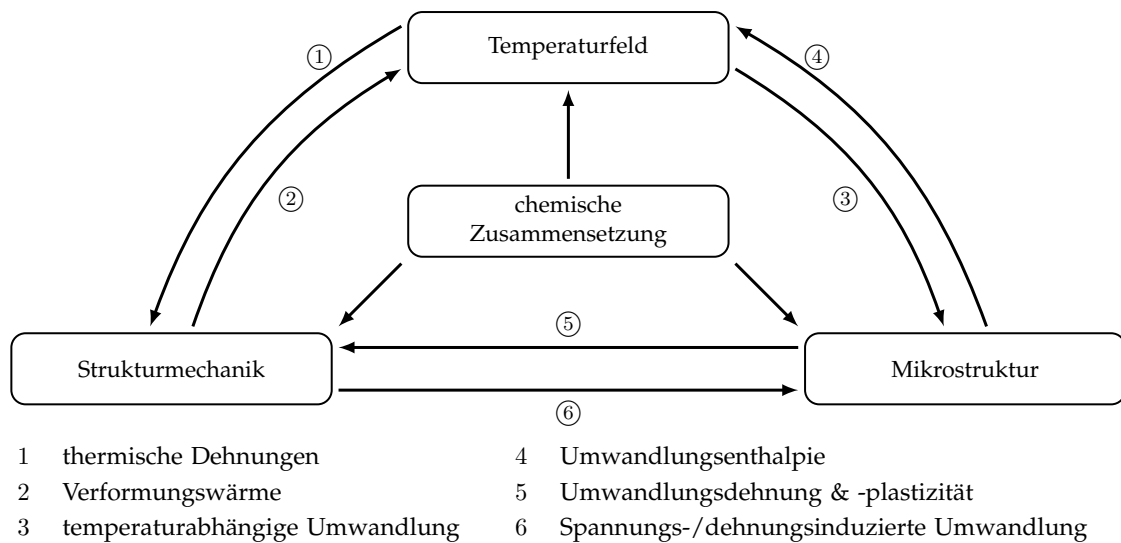


Abb. 2.31: Wärmebehandlung - physikalische Abhängigkeiten, eigene Darstellung nach [Den97]

gang zzgl. bauteilinternen Temperaturgradienten verursacht thermische Dehnungen, welche wiederum in Spannungen münden (①). Zusätzlich entsteht verformungsbedingt Wärme in der Komponente, welche wiederum das Temperaturfeld beeinflusst (②). Das transiente Temperaturfeld sorgt bei Stählen für die lokale Änderung der Mikrostruktur zu Gefügephasen (③), welche Umwandlungswärme hervorrufen und gleichzeitig das Temperaturfeld (④) sowie transformationsbedingt den Spannungszustand (⑤) beeinflussen. Letztgenannte Umwandlungsdehnungen resultieren aus einer Dichteänderung und der Umwandlungsplastizität (TRIP-Dehnung). Die jeweils im Bauteil vorherrschenden Spannungs- und Dehnungszustände beeinflussen den Gefügeumwandlungsprozess (⑥) [Den97]. Die vorliegenden gegenseitigen Abhängigkeiten wer-

den aufgrund der Komplexität in der Literatur [Gro05, Hab15, Hac99, Sch12] meist durch Modelle auf makroskopischer Ebene genähert, wodurch die simulierten Eigenspannungszustände Eigenspannungen I. Art (s. Abschnitt 2.2.3) aufzeigen, die die Phasenumwandlungsprozesse nur teilweise umfassen [Obe99].

Innerhalb der Eigenspannungssimulation hat sich eine zu Abbildung 2.31 vereinfachte sequenzielle Betrachtung der physikalischen Zusammenhänge etabliert [Die07, Sch12], wobei zunächst das transiente Temperaturfeld zu bestimmen ist, welches anschließend die Randbedingung für eine spannungsmechanische Betrachtung der Eigenspannungsentwicklung liefert. Die genannte thermomechanische Kopplung stellt die simulative Grundlage der Eigenspannungen in dieser Arbeit dar.

Thermische Simulation

Zur thermischen Modellierung des Induktionshärteprozesses inklusive der kurzen Heizzeiten ist zusätzlich die Kopplung zwischen elektromagnetischem und thermischem Feld zu betrachten, was in zahlreichen Veröffentlichungen [Aig16, Bar14, Mel85, Wro05] erfolgreich simulativ umgesetzt wurde. Hierzu hat [Sch12] die in Abbildung 2.31 dargelegten Abhängigkeiten um die elektromagnetischen Aspekte erweitert. Prinzipiell ist die Umsetzung der Phasen Erwärmen und Abkühlen der Bauteiloberfläche sowie das Anlassen der gesamten Komponente notwendig.

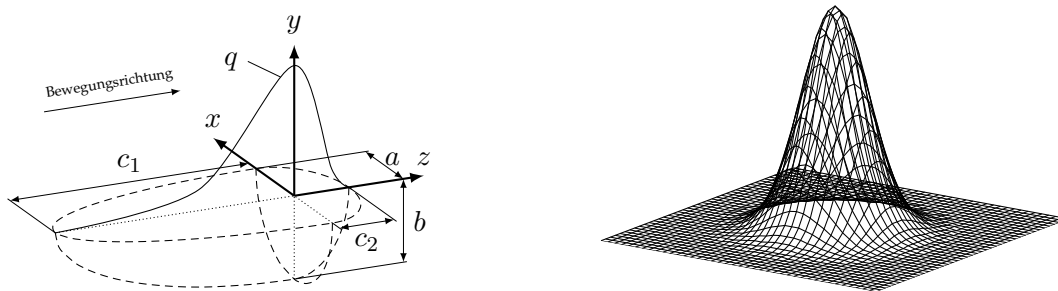


Abb. 2.32: Wärmestromdichteverteilung an der Werkstückoberfläche - Doppel-ellipsoid nach [Gol84] (links) und qualitative Netzdarstellung nach [Ham96] (rechts)

Nach [Bra10] ist die Nachbildung des Energieeintrages im FEM-Modell bei großen Bauteilstrukturen durch Ersatzwärmequellen möglich, um die aus der induktiven Erwärmung resultierenden transienten Temperaturfelder zu generieren. Durch experimentell ermittelte Temperatur-Zeit-Verläufe sind die resultierenden Simulationsergebnisse abzugleichen. Die in der Literatur auffindbaren Modellansätze basieren meist auf Abwandlungen der von GOLDAK vorgeschlagenen Wärmestromdichteverteilung, welche ihren ursprünglichen Anwendungszweck in numerischen Schweißvorgängen findet. Als Eingangsgröße dient der elektrische Wärmestrom \dot{Q} . Dieser wird im Bauteil durch eine von der Werkstückoberfläche ausgehenden räumlichen Wärmestromdichteverteilung q auf Basis einer Gaußschen-Normalverteilung genähert.

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}\dot{Q}}{\pi\sqrt{\pi abc}} \cdot \exp\left(-3\frac{x^2}{a^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c^2}\right) \quad (2.46)$$

Die formelmäßige Beschreibung von q ist variabel je nach Nutzung des raumfesten oder des zeitlich und örtlich mitlaufenden Koordinatensystems der Wärmequelle. Gleichung 2.46 zeigt

die lokale Wärmestromdichte in raumfesten Koordinaten für einen Zeitpunkt, wobei die Parameter a, b, c die Abmessungen der Wärmeübergangszonen in die drei Raumrichtungen beinhalten. Letztere erlauben u.a. die Manipulation des Wärmetiefeintrags je nach erzielter Blaskwirkung des beim Schweißen vorhandenen Lichtbogens [Gol84]. Der entstehende Verlauf für eine sich in z -Richtung fortbewegende GOLDAK-Wärmequelle ist Abbildung 2.32 (links) zu entnehmen, wobei hierzu Gleichung 2.46 um die Variablen c_1 und c_2 zu ergänzen ist. Die qualitative Darstellung von q für einen Zeitpunkt ist in Abbildung 2.32 (rechts) visualisiert. In der Literatur [Gro05, Ham96, Han11, Zha00] lassen sich zu dem genannten Modell zahlreiche Anwendungen finden, welche die numerische Untersuchung von Wärmeeinträgen und deren Ausbreitung im Bauteil erfolgreich umgesetzt haben.

Strukturmechanische Simulation

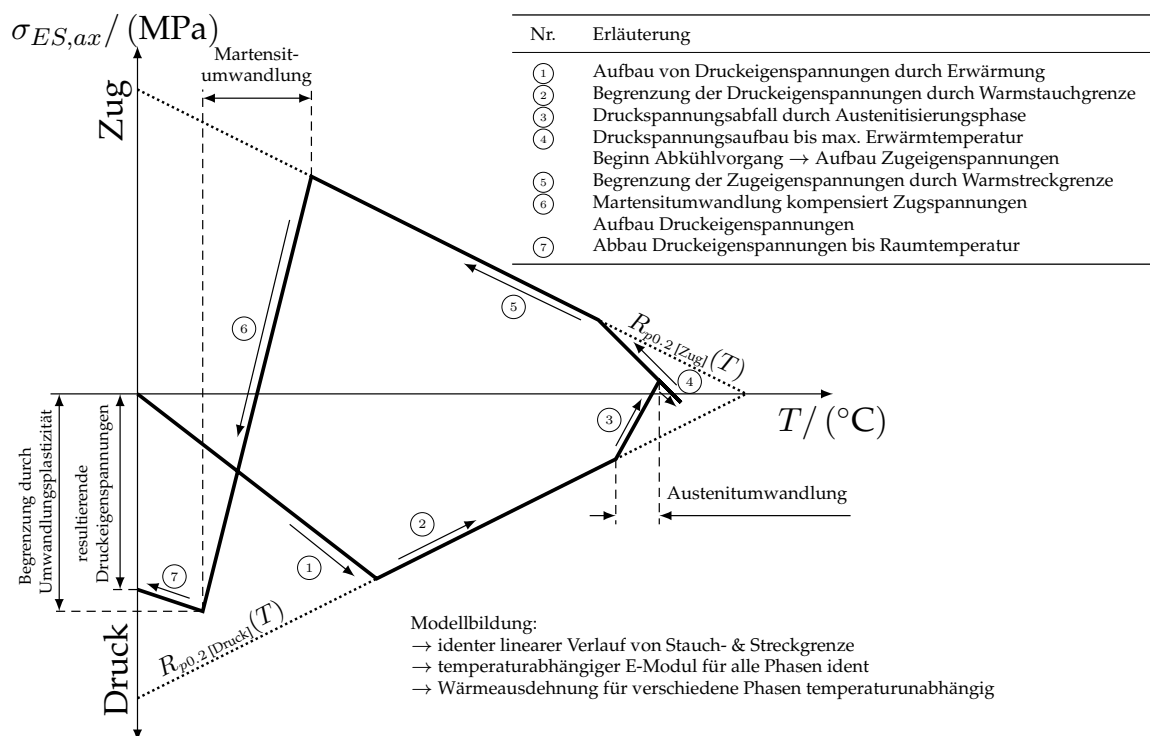


Abb. 2.33: Eigenspannungsentwicklung beim induktiven Randschichthärten, eigene Darstellung nach [Sch12]

Wie in Abschnitt 2.2.3 erwähnt, haben (Makro-)Eigenspannungen einen erheblichen Einfluss auf die Dauerfestigkeit zyklisch beanspruchter Bauteile. Nach [Tie82] unterscheidet sich die Eigenspannungsentwicklung je nach gewähltem Härteprozess. Abbildung 2.33 veranschaulicht qualitativ die Entwicklung der Eigenspannungskomponenten eines Materialausschnittes der Randschicht in Axial- und Umfangsrichtung für den Fall des induktiven Randschichthärtens einer Rundprobe unter den aufgelisteten Modellannahmen. Da diese Art von Fertigungsprozess kurze intensive Heizphasen im Randbereich impliziert, erwärmt sich der Bauteilkern lediglich durch den Abtransport von Wärme in das Bauteilinnere. Folglich dehnt sich die Randschicht durch die starke Energiezufuhr gemäß Materialwärmeausdehnungskoeffizient aus und verursacht Druckeigenspannungen im Randbereich. Grund ist der starke Temperaturgradient zum kühlen Kern ①. Die Streckgrenze im Druckbereich $R_{p0,2 [Druck]}(T)$ begrenzt

dabei die Zunahme der Druckeigenstressungen bei steigender Temperatur (2). Es schließt sich der erste Phasenumwandlungsvorgang an. Die Austenitisierung (3) ist mit einer Volumenkontraktion verbunden, wodurch sich Druckeigenstressungen am Rand reduzieren. Mit Erreichen der Maximaltemperatur beginnt der aktive Kühlprozess mit der Kontraktion randnaher austenitisierter Materialbereiche (4). Die entstehenden Zugspannungen steigern sich durch die Wärmeabfuhr (5) und werden durch die (Zug-)Streckgrenze $R_{p0.2[Zug]}(T)$ begrenzt. Mit dem Erreichen der Martensitstarttemperatur erfolgt die Umwandlung des Austenits in Martensit mit einhergehender Volumendilatation (6), wodurch sich die Zugspannungen in Druckspannungen überkompensieren. Das Maximum an Druckspannungen wird durch die Umwandlungsplastizität (7) begrenzt und kann sich bis zum Erreichen der Ausgangstemperatur leicht reduzieren [Sch12, Tie82].

Zur simulativen Nachbildung der gezeigten Eigenstressungs-Temperatur-Historie bei gleichzeitiger Berücksichtigung der in Abbildung 2.31 gezeigten Abhängigkeiten haben sich im wissenschaftlichen Bereich zwei Methoden bewährt:

- ▷ Methoden, welche die Eigenstressungen anhand erreichter Spitzentemperatur, Abkühl- und ggf. Austenitverweilzeit nach [Oss07] via FEM virtuell nachstellen.
- ▷ Methoden auf Basis des Zeit-Temperatur-Umwandlung (ZTU)-Werkstoffdiagramms nach [Avr39, Koi59, Leb84, Leb85] sowie

STAAZ Methode

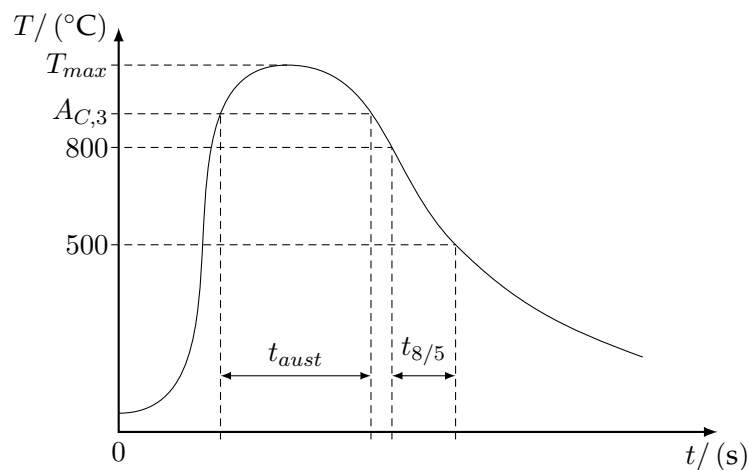


Abb. 2.34: Temperatur-Zeit-Verlauf eines FE-Randschichtelements beim thermischen Randschichthärtens zzgl. Spitzentemperatur, Abkühl- & Austenitverweilzeit (STAAZ) Parametern, eigene Darstellung nach [Oss07]

Die STAAZ Methode nutzt innerhalb der numerischen Simulation von Eigenstressungen und Verzug ein Parametertripel für die Zuweisung der relevanten Materialeigenschaften für ein FE-Element. Abbildung 2.34 stellt den schematischen Temperatur-Zeitverlauf eines FE-Randschichtelements während einer thermischen Randschichthärtung dar. OSSENBRINK nutzt für

die spannungsmechanische Simulation eine Materialdatenbank u.a. für den Werkstoffwärmeausdehnungskoeffizienten und weist diesen jedem FE-Element je nach erreichter Maximaltemperatur T_{max} , Austenitverweilzeit t_{aust} und Abkühlzeit $t_{8/5}$ von 800 °C auf 500 °C zu. Die Datengrundlage bilden Wärmeausdehnungskoeffizienten aus Dilatogrammversuchen. Die Modellierung nach STAAZ erlaubt keine Aussage zu Gefügebestandteilen je nach Simulationszeitpunkt [Oss07].

ZTU basierende Methoden

Grundlage dieser simulativen Vorgehensweise ist das für den Werkstoff zutreffende ZTU Diagramm, welches je nach Temperatur-Zeitverlauf mit den verschiedenen Gefügephasen durch analytische Funktionen nachzubilden ist. Innerhalb der numerischen Bearbeitung ermöglicht diese Vorgehensweise die Zuweisung der spannungsmechanischen Größen je nach Gefüge (Perlit, Austenit, Bainit, Martensit etc.) sowie deren Mischungen zum jeweiligen Zeitpunkt während des Erwärm- und Abkühlprozesses [Avr39, Koi59, Leb84, Leb85].

3 Versuchsmethodik für den AFP Stahl 1.1303

Der zu untersuchende Schmiedestahl 38MnSiVS6 ist ein ausscheidungshärtender ferritisch-perlitischer Stahl (AFP) und kommt u.a. im Automobilbereich als Werkstoff für Hochdruckverteilersysteme [Lec07] und Kurbelwellen [Weg98] zum Einsatz. Vorteilhafte Eigenschaften gegenüber Kohlenstoff- oder Vergütungsstählen sind der Wegfall aufwendiger Wärmebehandlungen inklusive daraus resultierender Kostenersparnis [Huc90], die durch den Gefügeausbildungsprozess bedingte gute Spanbarkeit sowie geringere Verzüge selbst komplexer Schmiedegeometrien während des Abkühlens [Weg98].

Die experimentellen Untersuchungen des vorliegenden AFP Stahls dienen der statischen und zyklischen Werkstoffcharakterisierung von zwei unterschiedlichen Gefügeständen, wie sie durch den induktiven Randschichthärteprozess im Bauteil vorzufinden sind. Ferner stellen sie die Grundlage für eine den lokalen Werkstofffestigkeiten entsprechende Lebensdauerbewertung von sogenannten dauerhaft auszulegenden Komponenten dar. Die nach Norm erlaubte Streuung der nominellen chemischen Zusammensetzung des Werkstoffs ist Tabelle 3.1 zu entnehmen. Die vorliegende Mikrostruktur des Ausgangsgefüges besteht aus Perlit mit einem

Tab. 3.1: Nominelle chemische Zusammensetzung AFP Stahl 1.1303 in Massenprozent nach [DIN98, Weg98]

C	Si	Mn	P	S	N	Cr	Mo	V
0.34 – 0.41	0.15 – 0.80	1.20 – 1.60	≤ 0.025	0.02 – 0.06	0.01 – 0.02	≤ 0.30	≤ 0.08	0.08 – 0.20

umgebenden Ferritnetz. Der Ferritanteil des aufgeführten Schlibfbilds einer Grundwerkstoffprobe (s. Abschnitt 3.2.1) beläuft sich auf 10 – 15 %. Teilweise ist in Abbildung 3.1 WIDMANNSTÄTTEN-Ferrit auffindbar.

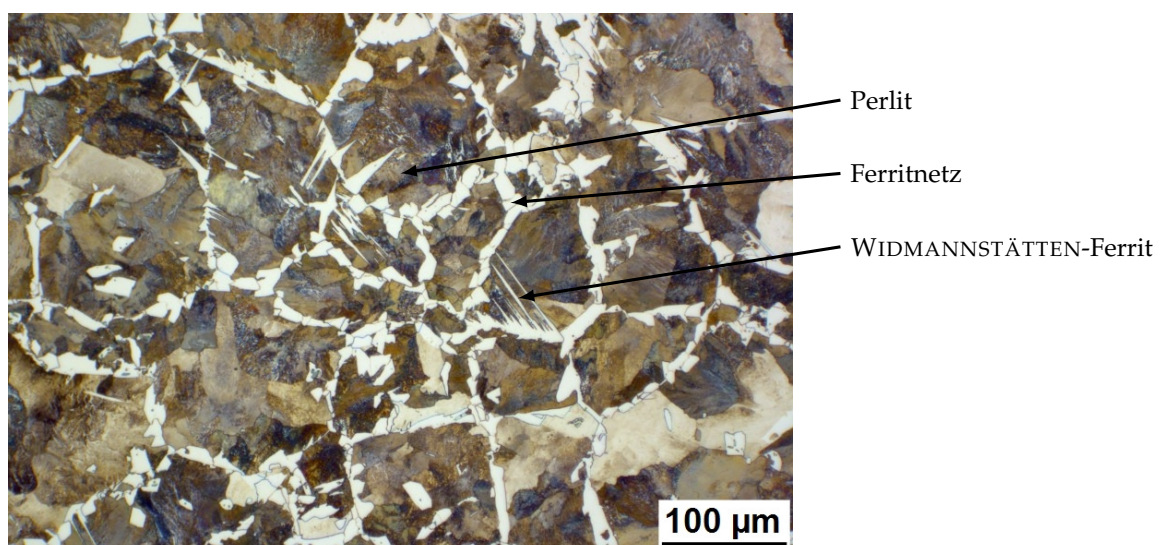


Abb. 3.1: Lichtmikroskopische Aufnahme des Ausgangsgefüges

3.1 Materialcharakteristik am Beispiel einer Kurbelwelle

Die Bauteilreferenz für die durchzuführenden Untersuchungen stellt die Kurbelwelle (s. Anhang A) dar. Zur Erläuterung dient eine aus Abbildung 2.11 abgeleitete Schnittdarstellung eines Kurbelwellensegments zwischen zwei Hauptlagern. Die schematische Schnittdarstellung spannt sich durch die dargestellten Pleuel- und Hauptlagerachsen (s. Abbildung 3.2) auf. Die visualisierten martensitischen Gefügeanteile im Bereich der Lager werden durch reale Schliffbildausschnitte ergänzt, wo die durch den induktiven Randschichthärteprozess resultierenden Gefügeschichten innerhalb der Lagerhohlkehle ersichtlich sind.

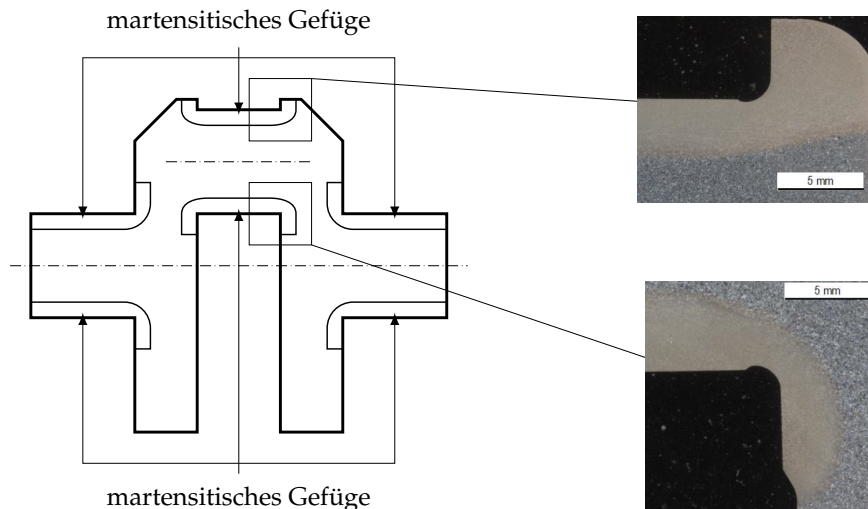


Abb. 3.2: Schnittdarstellung Kurbelwellenkröpfung zzgl. der martensitischen Gefügebereiche durch induktive Randschichthärtung

3.2 Probenfertigung

Abbildung 3.2 belegt die unterschiedlichen Gefügecharakteristika, welche typisch für induktiv-randschichtgehärtete Bauteile sind. Folglich wird die Probenfertigung in die Herstellung von *ungehärteten* sowie *gehärteten* Proben unterschieden.

Ausgangspunkt stellt das Schmiederohrteil der Kurbelwelle dar. Dieses beinhaltet die geometrischen Merkmale wie Wangen, die zum Massenausgleich notwendigen Gegengewichte sowie Haupt- und Pleuellager. Da sich das Bauteil vor dem eigentlichen Randschichthärteprozess eingliedert, addiert sich zum im Betrieb vorliegenden Lagerdurchmesser ein Materialoffset. Zur Charakterisierung des Grundgefüges unter dem Einfluss des vorliegenden Schmiedefaserungsverlaufs der Endgeometrie erfolgt die Probenentnahme aus dem Rohling. Da die zur Verfügung gestellten Kurbelwellen für einen Verbrennungsmotor mit vier Zylindern angedacht sind, ist ein Trennprozess (s. Abbildung 2.10) parallel zur aufgespannten Ebene durch Haupt- und Pleuellagerachsen vorzunehmen. Zur Herstellung eines 20 mm dicken Mittelstücks aus dem Schmiederohrteil wurde in der vorliegenden Arbeit aus wirtschaftlichen und zeitlichen Gründen auf Wasserstrahlschneiden und Drahterodieren zurückgegriffen. Selbige trennende Fertigungsschritte kamen für die Anfertigung der quaderförmigen Geometrien zum Einsatz, welche die Grundlage der axialsymmetrischen Proben darstellen. Die Fertigungsabfolge ist in

Abbildung 3.3 visualisiert. Da die Anfertigung der endgültigen Prüfgeometrien je nach Gefüge variiert, wird dies im Folgenden separat erläutert.

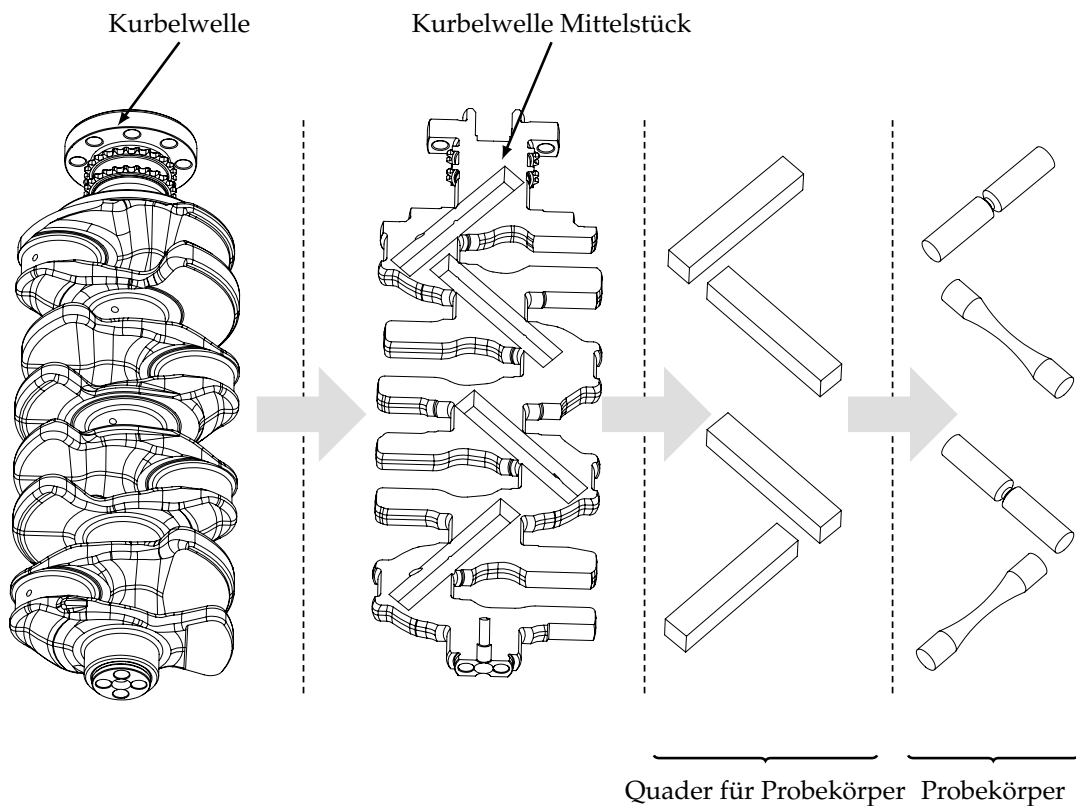


Abb. 3.3: schematische Fertigungsschritte für axialsymmetrische Probekörper exemplarisch dargestellt an finaler Kurbelwellengeometrie

Probenfertigung ungehärtete Proben

Diese Probenart ist zur Charakterisierung des Grundgefügezustandes verantwortlich, bei der sich eine Abfolge von drehenden Fertigungsschritten nach den herausgetrennten quaderförmigen Probekörpern anschließt. Die spanende Bearbeitung richtet sich ausschließlich nach der zu erzielenden Versuchsprobenform, was in Abbildung 3.4 beispielhaft für ungekerbte sowie gekerbte Schwingproben abzulesen ist.

Probenfertigung gehärtete Proben

Die anzufertigenden Proben repräsentieren die induktiv gehärtete Randschicht, wodurch das martensitische Gefüge zunächst aus dem Grundmaterialzustand zu generieren ist. Daher werden die Quader aus dem Schmiederohrteil einem Spanprozess unterzogen, der in einer Härtegeometrie resultiert, welche der endgültigen Probengeometrie zzgl. Offset ähnelt. Das Generieren von martensitischem Gefüge wurde durch Ofenhärtung mit anschließender Abschreckung in einem Polymertauchbad erzielt. Abschreckkonzentrate auf Polymerbasis erhalten meist Einzug, wenn Öle das geforderte Härteprofil nicht erreichen und Wasserabschreckung

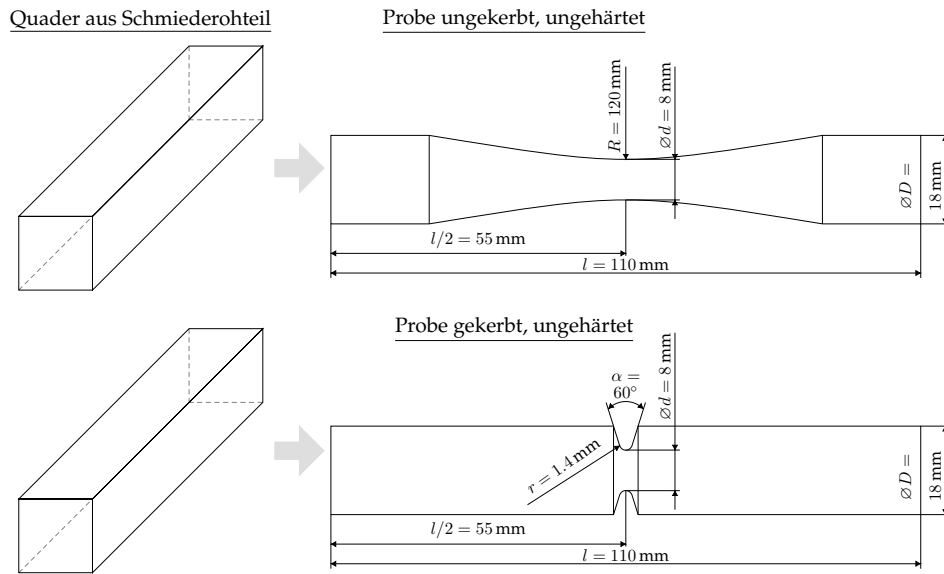


Abb. 3.4: Fertigungsschritte für ungehärtete Schwingfestigkeitsproben

das vorliegende Material einer unnötigen Rissgefahr aussetzt [Gru99]. Aufgrund der Verfügbarkeit von *Aquatensid* aus dem aktiven Kühlprozess für Pleuel- und Hauptlager von Kurbelwellen nach dem Induktionshärten nutzt dies die vorliegende Härtefolge. Zum Erreichen des

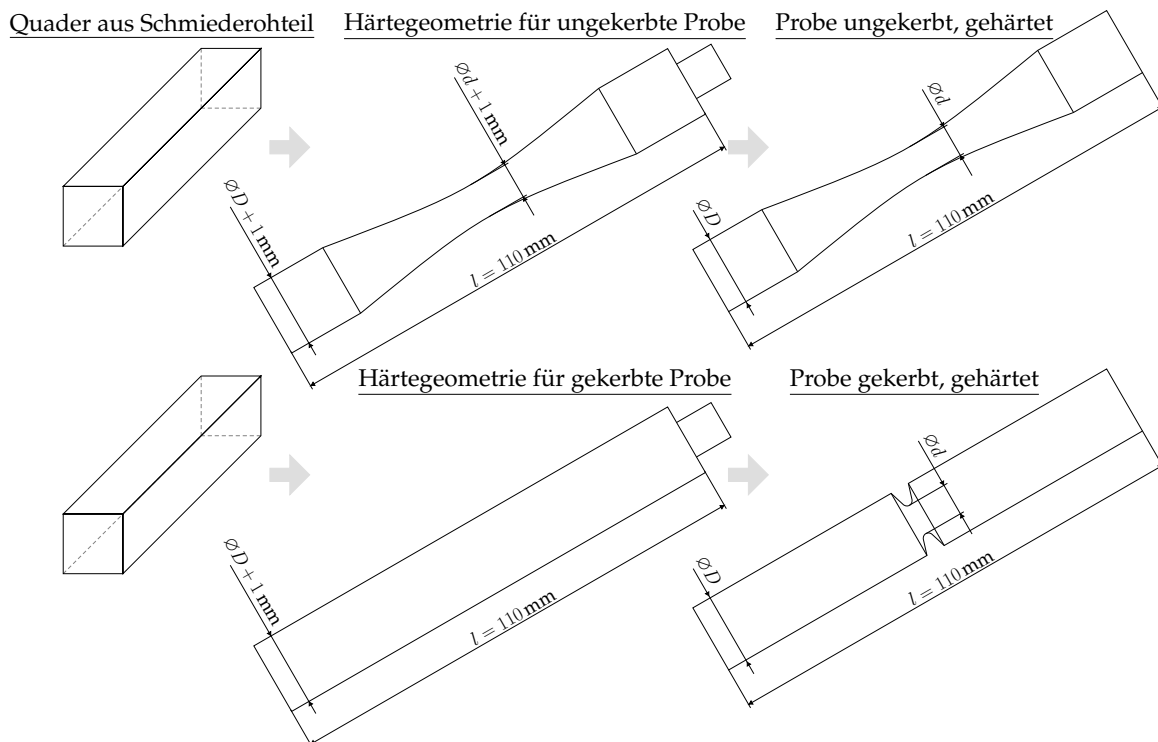


Abb. 3.5: Fertigungsschritte für gehärtete Schwingfestigkeitsproben

(Serien-)Martensitgefüges in den Lagern durchlaufen die Härtegeometrien einen zweistündigen Erwärmvorgang bei 850 °C, ein sofortiges Abschrecken in einem *Aquatensid*-Tauchbad und ein nachgelagertes Anlassen bei 220 °C. Letzteres schließt mit dem Abkühlen an Umgebungsluft ab. Die Härtegeometrien sind durch einen zusätzlichen Zapfen und eine Zentrierbohrung an je einem Probenende gekennzeichnet, welche die Einspannung in der Drehmaschine für die Fertigung der finalen Abmessungen erleichtert. Abbildung 3.5 zeigt die beschriebene Abfolge für ungekerbte sowie gekerbte Schwingproben.

3.2.1 Probengeometrien

Tab. 3.2: Numerisch ermittelte Kerbformzahlen und bezogene Spannungsgradienten der Schwingproben für unterschiedliche Beanspruchungen

	ungekerbte Schwingprobe			gekerbte Schwingprobe		
	Zug/Druck	Biegung	Torsion	Zug/Druck	Biegung	Torsion
$K_t/(-)$	1.018	1.023	1.000	2.021	1.668	1.362
$\chi'/(1/\text{mm})$	0.004	0.258	0.261	1.182	1.379	0.882

Für das in Abschnitt 3.3 aufgeführte experimentelle Vorhaben wurden zylindrische Proben in zwei verschiedenen Gefügeständen angefertigt. Der Gesamtumfang besteht aus kraft- und dehnungsgeregelten zyklischen Versuchen. Die statischen Festigkeiten werden durch Zugversuche ermittelt. Wie in Abbildung 3.6 dargestellt, besitzen die zylindrischen Proben den gleichen kritischen Querschnitt von $d = 8$ mm. Die ungekerbte Schwingprobe zeichnet sich durch eine Probenform gemäß *Stundenglas* mit dem Verrundungsradius R aus. Die Kerbgeometrie zur Ermittlung der Stützwirkung (s. Abschnitt 2.3.3) je nach Bauteilgefügestand enthält Kerbradius r sowie Kerböffnungswinkel α , welche zur besseren Übertragbarkeit auf die Kurbelwelle hinsichtlich Form, Spannungsgradient und höchstbeanspruchtem Volumen an die Lagerhohlkehle angenähert ist. In Tabelle 3.2 sind die für die zyklischen Versuche notwendigen Formzahlen und bezogenen Spannungsgradienten aufgelistet. Weitere geometrische Parameter (Länge l , Einspanndurchmesser D) wurden entsprechend der Volumenverfügbarkeit der Vierzylinderkurbelwelle gewählt.

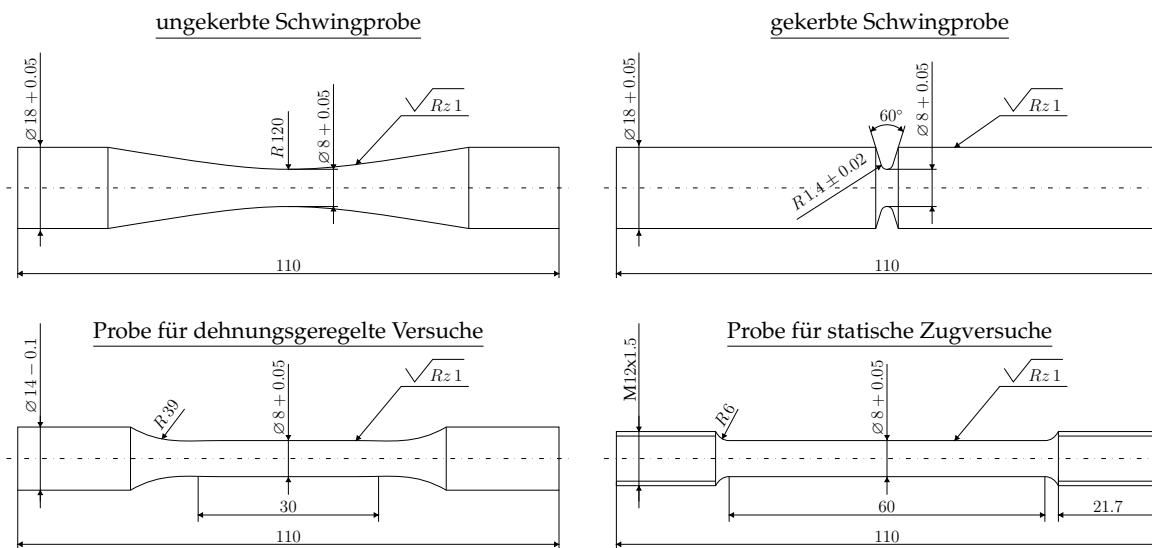


Abb. 3.6: zylindrische Probengeometrien

3.2.2 Gegenüberstellung der gefertigten Proben mit dem Kurbelwellenlagerbereich

Die nach Abbildung 3.5 durchgeführte Fertigungsprozedur resultiert in einem martensitischen Gefüge, welches dem realen Bauteil gegenüberzustellen ist. Abbildung 3.7 zeigt ein Härtetiefenprofil einer Serienkurbelwelle, wobei die Tiefenrichtung analog zu den axialen Eigenspannungsverläufen durchgeführt wurde (s. Abbildung 4.29). Die Messrichtung und -länge der Proben wurde durch einen Schnitt im geringsten Querschnitt angefertigt und über den kompletten Durchmesser vollzogen. Der Abstand von der Oberfläche wurde bei allen Messungen jeweils auf die zur Verfügung stehende Gesamttiefe normiert. Normwert der Härte nach VICKERS ist der Höchstwert des Martensits der Kurbelwellenrandschicht. Resultat ist ein sehr nah an die Serienkurbelwelle heranreichendes Härteniveau der via Ofenhärtung gefertigten Martensitprobekörper. Der Vollständigkeit halber ist der Härteverlauf des Grundgefüges dargestellt. Da mit meist wenig Gefügebeeinflussungen durch die Fertigungsschritte nach Abbildung 3.4 zu rechnen ist, beläuft es sich auf das Härteniveau des Kurbelwellengrundgefüges.

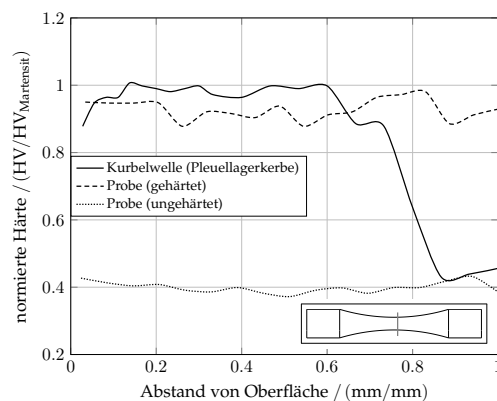


Abb. 3.7: Härtmessungen (normiert)

3.3 Prüfvorhaben

Die Ermittlung von Wöhlerlinien der zwei Gefügestände erfolgt durch uniaxiale Zug/Druck-, Umlaufbiege- und Torsionsversuche bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen R . Ziel der

Tab. 3.3: Prüfmatrix für Schwingversuche zzgl. Probenanzahl

	Zug/Druck		Umlauf- biegung	Torsion		Umlaufbie- gung & Torsion	
	R=0	R=-1	R=-1	R=0	R=-1	R=-1	R=-1
Spannungsverhältnis							
Frequenzverhältnis Torsion/Biegung						1	3
Temperatur	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C
Probe							
ungekerbt, ungehärtet, Rz1	15	15	15	8	8	8	8
ungekerbt, gehärtet, Rz1	15	15	15	8	8	8	8
ungekerbt, gehärtet, Rz16	15	15	15	–	–	–	–
gekerbt, ungehärtet, Rz1	15	15	15	8	8	8	8
gekerbt, gehärtet, Rz1	15	15	15	8	8	8	8

Tab. 3.4: Prüfmatrix für Zug- und dehnungsgeregelte Versuche

Probe	Temperatur	Zugversuche		Incremental Step Test	
		20 °C	150 °C	20 °C	150 °C
ungehärtet, Zug		5	2		
gehärtet, Zug		5	2		
ungehärtet, Zug				6	4
gehärtet, Zug				6	4

Untersuchungen ist die statistische Abschätzung eines Dauerfestigkeitsniveaus, welches die Grundlage für die rechnerische Lebensdauerbewertung bildet. Wie in Abschnitt 2.1.1 beschrieben, basiert dieser zyklisch stabilisierte Versuchswert auf der Grenzwahrscheinlichkeit $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW. Die Kombination aus Umlaufbiege- und Torsionsbelastung ergänzt die Untersuchung des Einflusses der Spannungsmehrsichtigkeit innerhalb des Versuchsumfangs. Die Prüfung erfolgt bei einem konstanten Spannungsverhältnis, wobei die Belastungssignale entweder phasengleich oder frequenzverschoben auftreten. Tabelle 3.3 gibt einen Überblick zu den Schwingversuchen unter Raumtemperatur. Die statischen Zug- und dehnungsgeregelten Versuche (Incremental Step Test (IST)) erweitern die Untersuchungen. Da der im Betrieb befindliche Motor zusätzlich die einzelnen Komponenten mit thermischen Randbedingungen beaufschlagt, erlauben Untersuchungen bei $T = 150 \text{ °C}$ (s. Tabelle 3.4) eine Aussage zur Temperaturbeständigkeit der erzielten Festigkeiten. Selbiges Vorgehen zum Temperatureinfluss wird bei den Schwingversuchen stichprobenartig durchgeführt. Da die vorliegende Arbeit u.a. den aus dem Fertigungseinfluss resultierenden Eigenspannungszustand auf die Dauerfestigkeit thematisiert, kommen innerhalb der zyklischen Versuche Messungen zur Untersuchung einer möglichen oberflächennahen Eigenspannungsumlagerung zum Einsatz. Zusammenfassend sind somit 383 Proben aus 96 Kurbelwellenschmiederohrteilen nach Abschnitt 3.2 anzufertigen. Pro-

benreserven aufgrund von Probenbeschädigungen innerhalb der Fertigung, Gefügeanalysen und Eigenspannungsmessungen zur Probencharakterisierung wurden zusätzlich mit eingeplant. Da Fertigung und zyklische Versuchsdurchführung einen enormen zeitlichen Aufwand bedeuten, erlaubte die Teilung der Probenfertigung eine parallele Bearbeitung von der Prüfung einer ersten und Fertigung der zweiten Hälfte, wobei alle Kurbelwellen einer Fertigungscharge entstammen.

3.3.1 Versuchsdurchführung

Statischer Versuch

Der Versuch nach [DIN17] dient u.a. der Ermittlung der Kennwerte Streckgrenze $R_{p0.2}$, Zugfestigkeit R_m , Elastizitätsmodul E sowie Bruchdehnung A . Die zügigen Spannungs-Dehnungskurven liefern die Grundlage für:

- ▷ die statischen Festigkeiten des Schmiedestahls und Martensits,
- ▷ die Abhängigkeit des Temperatureinflusses auf die jeweiligen Festigkeitswerte pro Gefüge und
- ▷ die für die Eigenspannungssimulation notwendige Modellierungsbasis des elastisch-plastischen Materialverhaltens.

Die Durchführung erfolgt auf zwei unterschiedlichen Hydraulikmaschinen mit einer Prüfungsgeschwindigkeit von 0.01 mm/s und 0.033 mm/s. Die zur Dehnungsmessung herangezogenen Nulllängen l_0 betragen 37.5 mm und 50.0 mm. Zum Abgleich der Ergebnisse und zur statistischen Begründbarkeit wurden mindestens fünf Messungen pro Konfiguration bei Raumtemperatur vollzogen. Nach [Lec07] ist für die statischen Versuchsergebnisse des vorliegenden Werkstoffes eine geringe Streuung zu erwarten.

Zyklische Versuche

Das Abprüfen der in Tabelle 3.3 aufgeführten Probenumfänge stützt sich auf unterschiedliche Aufbauten, welche im Folgenden beschrieben sind. Sämtliche Schwingversuche wurden unter Raumtemperatur bzw. $T = 150^\circ\text{C}$ durchgeführt. Als Umgebungsmedium war die im Labor befindliche Umgebungsluft vorhanden.

Zug/Druck

Zur Untersuchung des Werkstoffermüdungsverhaltens unter zyklischer Zug/Druck-Belastung bei verschiedenen Spannungsverhältnissen wurden kraftgeregelte Versuche durchgeführt. Die ungekerbten Proben mit dem Basiswerkstoffgefüge wurden zunächst auf einer hydraulischen Prüfmaschine mit Frequenzen von $f = 30|40|50$ Hz beaufschlagt. Drei beispielhafte Untersuchungen auf einer Resonanzprüfmaschine mit einer Frequenz von $f = 82$ Hz verursachten Proben Temperaturen $T > 70^\circ\text{C}$, plastische Verformungen der Probe oder vorzeitige Versuchsabbrüche. Die Ergebnisse zeigen, dass aufgrund von Wechselplastifizierungen die Proben Temperatur ansteigt. Da Temperaturerhöhungen einen Abfall des Dauerfestigkeitsniveaus hervorrufen [Ren12], nutzten die hydraulischen Versuchseinrichtungen Prüffrequenzen von $f \leq 40$ Hz.

Die gekerbten Probengeometrien besitzen bei gleicher Probenlänge ein höheres Werkstoffvolumen, wodurch mehr Volumen zum möglichen Abtransport von Wärme bei höheren Frequenzen zur Verfügung steht. Somit ist die Nutzung von Resonanzprüfmaschinen für alle Kerbproben vollzogen worden. Des Weiteren erfolgte die Einspannung sämtlicher martensitischer Proben auf selbiger Vorrichtung, da eine Erwärmung des vorliegenden Gefüges bei Prüffrequenzen von $f \leq 100$ Hz auszuschließen ist. Begleitende Temperaturmessungen bei Prüffrequenzen von $f = 96$ Hz und $f = 98$ Hz ergaben über die gesamte Prüfzeit maximale Kerbgrundtemperaturen von $T = 43$ °C. Innerhalb der zyklischen Versuche wurden ca. 70 mm als freie Einspannlänge beim Einspannen der Proben berücksichtigt.

Umlaufbiegung

Die Charakterisierung der Proben- und Gefügestände unter einer rotierenden Biegebeanspruchung findet auf einem Vierpunktbiegeprüfstand statt. Der prinzipielle Aufbau mit eingespannter Probe ist in Abbildung 3.8 dargestellt. Die abgebildete Apparatur beaufschlagt durch

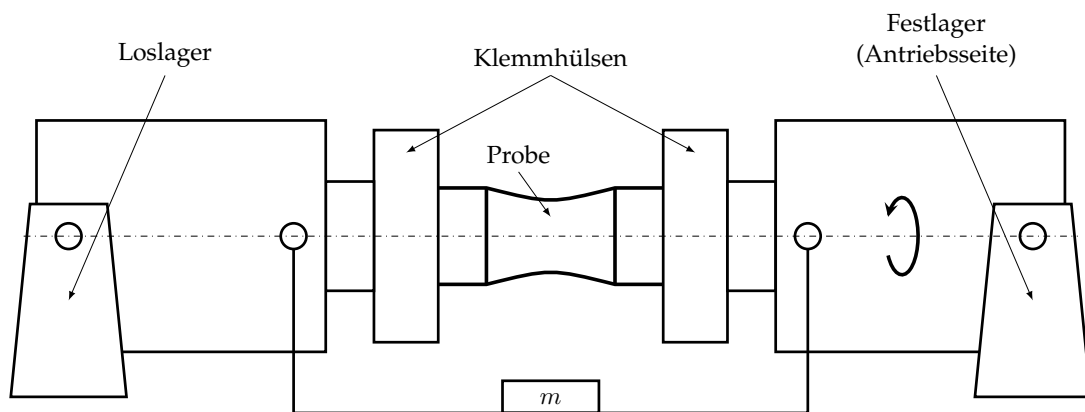


Abb. 3.8: Schematische Darstellung Umlaufbiegeprüfung, eigene Darstellung nach [Fro06]

die Masse m die in den Klemmhülsen eingespannte Probe mit einem konstanten Biegemoment im Bereich zwischen den Gelenkanbindungen. Auf der Seite des Festlagers befindet sich über eine Wellenanbindung der elektrische Antrieb, welcher die drehend gelagerten Klemmhülsen in Rotation versetzt [Fro06]. Durch das Einsetzen von diversen Massen m werden unterschiedliche Biegeamplituden bei bekanntem Probendurchmesser erzielt (s. Anhang B). Für die vorliegenden Probenformen wurden Prüffrequenzen von ca. $f = 70$ Hz im Versuch gewählt.

Torsion

Torsionsschwingversuche dienen der Ermittlung des zyklischen Werkstoffverhaltens unter rotatorischer Beanspruchung der axialsymmetrischen Proben. Der in dieser Arbeit verwendete Prüfaufbau ist dem aus Abbildung 3.8 angenähert. Die eingespannten Proben werden über einen Torsionsmotor mit einem pulsierenden Torsionsmoment beaufschlagt, wobei der Prüfstand Frequenzen von $f \leq 30$ Hz ermöglicht.

Umlaufbiegung und Torsion

Wie in Abschnitt 2.2.4 beschrieben, können im Betrieb befindliche Wellen eine Beanspruchungskombination aus überlagerten Normal- und Schubspannungen erfahren. Nach [Lei17, Rad07] unterliegen Kurbelwellen in Verbrennungsaggregaten einer Mischung aus Biege- und Torsionsbeanspruchungen, weshalb im Rahmen dieser Arbeit neben uniaxialen explizit mehrachsige Probenversuche durchgeführt wurden. Die Basis bildet eine Prüfstandserweiterung aus Abbildung 3.8.

Eine Probenanregung, welche zu einer zyklischen Torsionsbeanspruchung führt, erfolgt durch zwei Servomotoren (s. Abbildung 3.9 links und rechts). Das eingeleitete Torsionsmoment wird durch einen angeflanschten Drehmomentenaufnehmer aufgezeichnet. Die Einleitung der Umlaufbiegebeanspruchung resultiert aus der dargestellten motorisch regelbaren Stellschraube, welche ein konstantes Biegemoment unter der Nutzung einer reinen Vierpunktbiegung über die gesamte Probenlänge einleitet (s. Anhang B). Dessen messtechnische Erfassung stützt sich auf die ersichtliche Kraftmessdose oberhalb der Stellschraube. Das Zusammenführen sämtlicher Eingangs- und Messsignale ermöglicht diverse in-Phase sowie frequenzverschobene Mehrachsigkeitsschwingprüfungen an Probekörpern [Fro06].

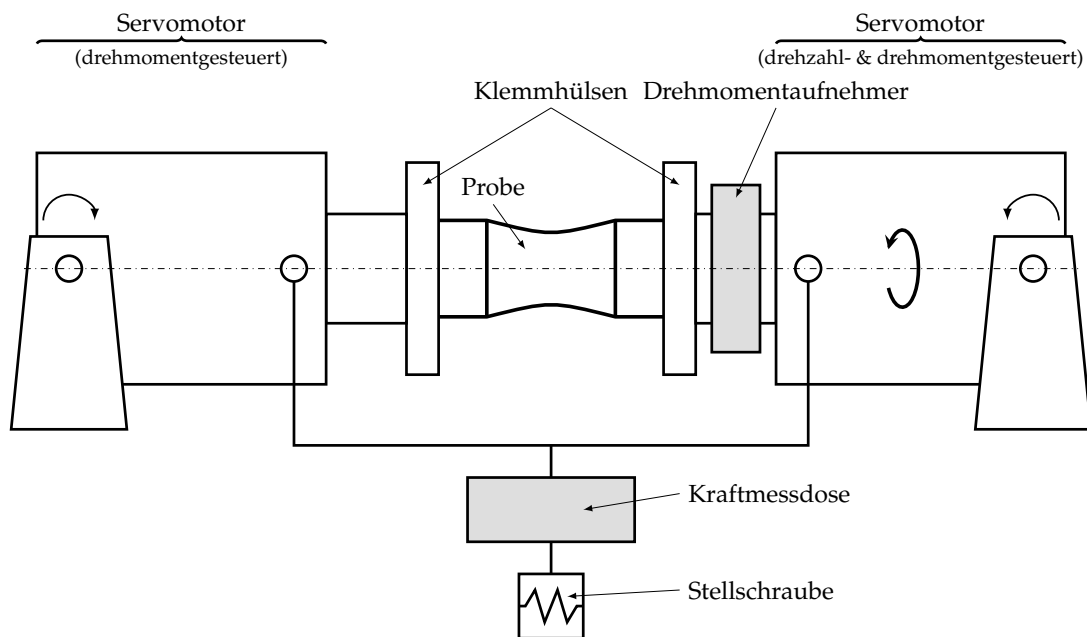


Abb. 3.9: Schematische Darstellung kombinierte Umlaufbiege- und Torsionsprüfung, eigene Darstellung nach [Fro06]

Dehnungsgeregelter Versuch

Die bisher aufgelisteten Versuche sind durch die Vorgabe einer Prüflast sowie einer sich damit einstellenden meist auf Nennspannungen bezogenen Beanspruchung gekennzeichnet. Somit zählen selbige zu den spannungsgeregelten Wöhlerversuchen. Die Basis des örtlichen Konzepts (s. Abschnitt 2.3) bilden dehnungsgeregelt ermittelte Wöhlerlinien mit der Annahme, dass ein schwingend beanspruchter Werkstoffbereich in einer Kerbe sich im Kerbgrund hinsichtlich Materialermüdung so verhält wie eine dort angenommene ungekerbte Probe. Für die Abschätzung von Schwingfestigkeiten auf der Grundlage dieses Konzeptes werden die auftretenden elastisch-plastischen Dehnungsamplituden der dazugehörigen Werkstoffdehnungswöhlerlinie gegenübergestellt [Mor06]. Da die vorliegende Arbeit sich auf Untersuchungen im Dauerfestigkeitsbereich stützt, wo nahezu lineare Abhängigkeiten zwischen Spannung und Dehnung vorliegen, dienen die dehnungsgeregelten Versuche der zusätzlichen Werkstoffcharakterisierung. Zur Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve an kerbfreien Proben existieren in der Literatur [Hai06] verschiedene Prüfvorgehensweisen:

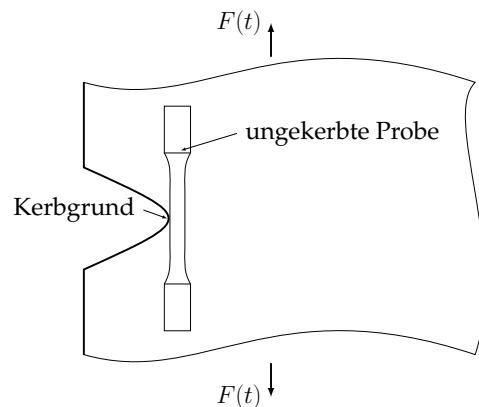


Abb. 3.10: Verformungsverhalten nach örtlichem Konzept, eigene Darstellung nach [Mor06]

- ▷ Beaufschlagung mit einer vorgegebenen Wechseldehnungsamplitude (*Einstufenversuch*)
Durch eine zusätzliche Prüfkraftmessung von der für die Dehnung erforderlichen Amplitude ist die wirkende Nennspannung ermittelbar. Das Resultat ist die Spannungs-Dehnungshysterese, welche durch ein Auftragen der Hystereseumkehrpunkte gegenüber der zügigen Spannungs-Dehnungskurve ein Ver- oder Entfestigungsverhalten aufzeigt.
- ▷ *Incremental-Step-Test*
Es erfolgt die Festlegung einer maximal zu prüfenden Dehnungsamplitude ε_a , welche anschließend durch stufenweises Steigern und Abmindern auf die Probe aufgebracht wird (s. Abbildung 3.11). Das zyklische Werkstoffverhalten stabilisiert sich nach mehrmaligem Durchlaufen der Blöcke und erlaubt durch ein Auftragen der jeweiligen Dehnungs- und Spannungsmaxima eine Aussage über das Ver- oder Entfestigungsverhalten durch die Nutzung einer Probe. Inhalt der Prüfblöcke sind etwa je 20 Schwingenspiele pro Teilblock, welche sich durch zu- und abnehmende Schwingbreite auszeichnen [Lan69].

Aus Zeit- und Kostengründen wurde der *Incremental-Step-Test* herangezogen. Die via Messschnäbeln aufzuspannende Nulllänge beträgt 25 mm. Die Prüffrequenz beläuft sich je nach gewählter Dehnungsamplitude ε_a auf $f \leq 0.3$ Hz. Für die ungehärteten Proben wurden maximale Dehnungsamplituden von $\varepsilon_a \leq 1.2\%$ gewählt. Die durchgehärteten Proben erfuhren maximale Dehnungsamplituden von $\varepsilon_a \leq 0.8\%$.

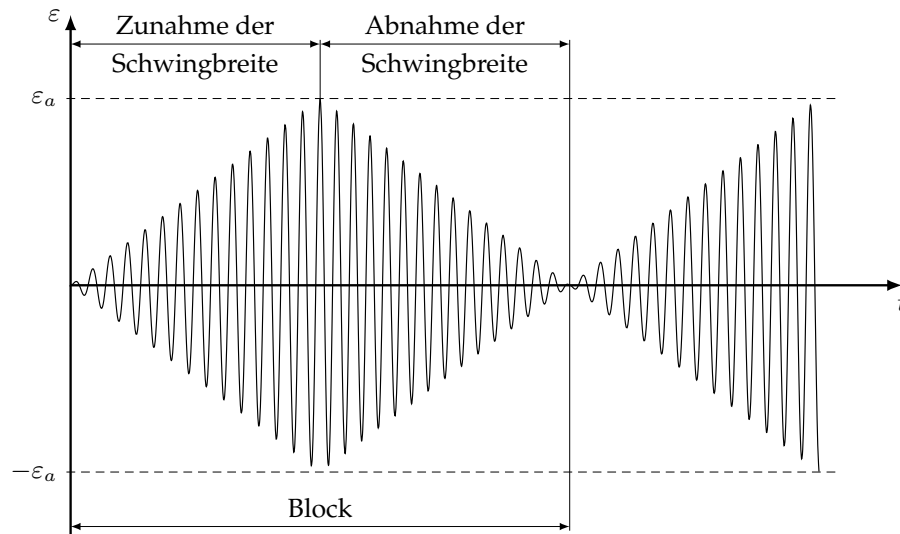
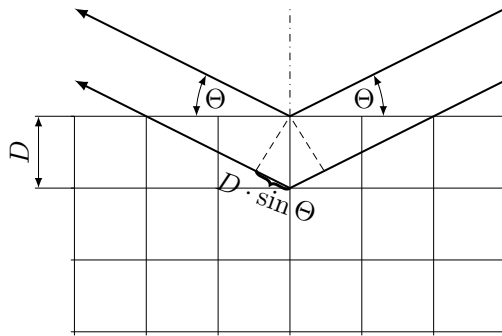


Abb. 3.11: Zeitlicher Verlauf der Dehnungsschwingspiele beim IST, eigene Darstellung nach [Rad07]

3.3.2 Eigenspannungsmessungen

Die in Abschnitt 2.2.3 erwähnten Eigenspannungen können durch unterschiedliche Messeinrichtungen experimentell bestimmt werden. In der Literatur existiert keine einheitliche Bezeichnung der unterschiedlichen Messverfahren. [Tie82] unterteilt die vorhandenen Messmethoden hinsichtlich des Einflusses auf den Bauteilzustand in *zerstörende* und *zerstörungsfreie Prüfverfahren*. Erstere basieren auf dem Messen von durch den mechanischen Eingriff hergebrachten Formänderungen. Im vorliegenden Vorhaben kam die röntgenografische Bestimmung als Vertreter der zerstörungsfreien Messverfahren zum Einsatz. Das Verfahren nutzt die Beeinflussung der Netzebenenabstände durch die vorherrschenden mechanischen Spannungen. In polykristallinen Werkstoffen verursachen äußere Lasten oder fertigungsbedingte Eigenspannungen Gitterdehnungen. Je nach Werkstoff existieren charakteristische Netzebenenabstände D , welche als Messindikator heranzuziehen sind. Die Röntgendiffraktometrie erlaubt eine Evaluation von Gitterparametern auf Basis der BRAGG'schen Beugung. Durch das Auftreffen von monochromatischen Röntgenwellen bekannter Wellenlänge λ unter dem Winkel Θ auf einem Kristall tritt nach dessen Beugung ein Strahl maximaler Intensität auf, wenn der Gangunterschied ein ganzzahliges Vielfaches n der Wellenlänge beträgt (s. Abbildung 3.12 und Gleichung 3.1). Eigenspannungen oder Belastungen bewirken eine Netzebenenabstandsänderung, welche wiederum zu einer Modifikation der Interferenzlinienlage infolge mechanischer Spannung führt. Die röntgenografische Eigenspannungsmessung stützt sich somit auf die Messung der Dehnungen mit anschließender Umrechnung in einzelne Spannungstensoranteile [Tie82].

Die in Abschnitt 3.2.1 beschriebenen Probengeometrien wurden via Röntgendiffraktometrie vermessen. Sämtliche Eigenspannungstiefenverläufe wurden durch elektrolytisches Abtragen des Materials erzielt. Der Kollimatordurchmesser der verwendeten Lochblende betrug stets 1 mm. Für alle Proben- und Gefügevarianten kam eine $\text{CrK}\alpha$ Röntgenstrahlung zum Einsatz. Die Bestimmung der Gitterdehnungen basiert auf einem spannungsfreien BRAGG-Winkel von 156.4° . Dem Messverfahren wurde ein E-Modul von $E = 210\,000\text{ MPa}$ und eine Querkontraktionszahl von $\nu = 0.3$ zugrundegelegt.



$$2 \cdot D \cdot \sin \Theta = n \cdot \lambda \quad (3.1)$$

Abb. 3.12: Reflexion am Kristallgitter nach BRAGG,
eigene Darstellung nach [Tie82]

Neben den finalen Gefügebearbeitungszuständen erfolgte die Eigenspannungsmessung zwischen den jeweiligen Fertigungsschritten, um den Fertigungseinfluss für die Eigenspannungshistorie bewerten zu können. Ferner sind die vorliegenden Eigenspannungsmessungen an den Schwingproben die Grundlage für eine Korrektur der erzielten Dauerfestigkeitsniveaus der ungekerbten Probengeometrien. Zusammenfassend wurden folgende Eigenspannungszustände in Axial- und Umfangsrichtung im kritischen Querschnitt messtechnisch erfasst:

- ▷ Proben aus AFP Stahl mit Grundgefüge im finalen Bearbeitungszustand,
- ▷ Proben aus AFP Stahl mit martensitischem Gefüge im finalen Bearbeitungszustand,
- ▷ Proben aus AFP Stahl mit Grundgefüge im finalen Bearbeitungszustand vor sowie nach Schwingversuch auf einem Durchläuferniveau (Eigenspannungsstabilität s. Abschnitt 4.3.4),
- ▷ Proben aus AFP Stahl mit martensitischem Gefüge im finalen Bearbeitungszustand vor sowie nach Schwingversuch auf einem Durchläuferniveau (Eigenspannungsstabilität s. Abschnitt 4.3.4),
- ▷ Proben aus AFP Stahl mit Grundgefüge vor der Ofenhärtung,
- ▷ Proben aus AFP Stahl mit martensitischem Gefüge nach der Ofenhärtung.

4 Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen am AFP Stahl 1.1303

4.1 Werkstoffverhalten unter statischer Zugbeanspruchung

Die statischen Werkstofffestigkeiten liefern die charakteristischen Kennwerte je Gefügestand. Des Weiteren bilden sie den Ausgangspunkt für die abnehmenden Festigkeitswerte (z.B. $R_{p0.2}$) bei höheren Temperaturen, wie sie u.a. zur Simulation von Eigenspannungen heranzuziehen sind. Abbildung 4.1 visualisiert die Ergebnisse der statischen Zugversuche in Form von zügigen Spannungs-Dehnungskurven. Als Kenngrößen für die statischen Festigkeitskennwerte

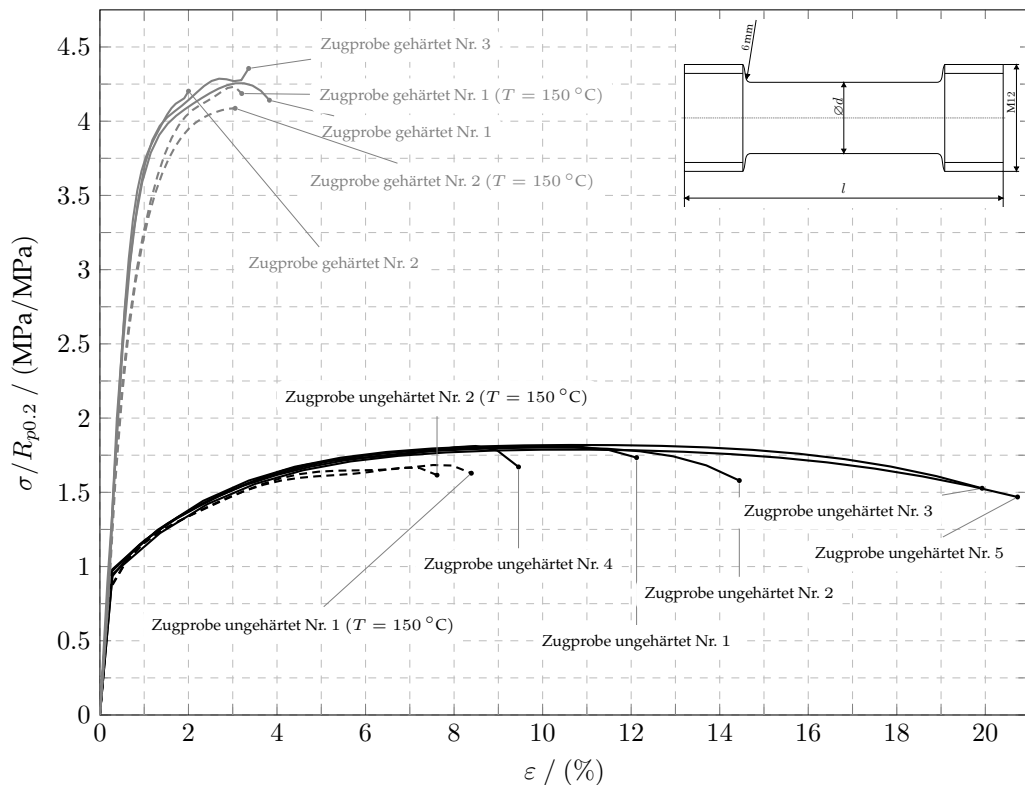


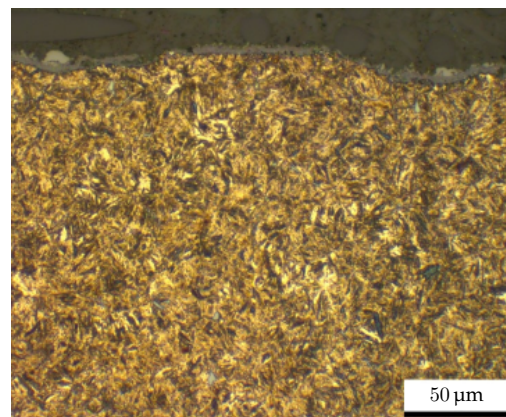
Abb. 4.1: Zügige Spannungs-Dehnungskurven des AFP Stahls 1.1303 je nach Gefügestand und Temperatur

wurden die Streckgrenze bei 0.2 % plastischer Dehnung $R_{p0.2}$ sowie die Zugfestigkeit R_m gewählt. Die Streckgrenze dient dabei als oberer Grenzwert für das elastische Materialverhalten. Die Darstellung ist auf den gemittelten $R_{p0.2}$ -Wert des ungehärteten Gefüges bei Raumtemperatur normiert. Aufgrund von Brüchen und/oder Rutschen von gehärteten Zugproben im Bereich der Einspannungen erfolgte abweichend von Tabelle 3.4 die Versuchsdurchführung an drei Proben bei Raumtemperatur. Zur Auswertung wurden ausschließlich einwandfreie Versuchsdurchführungen herangezogen.

Tab. 4.1: Zusammenfassung der Zugversuchsergebnisse aus Abbildung 4.1

Probe	$R_{p0.2}/(\text{MPa}/\text{MPa})$	$R_m/(\text{MPa}/\text{MPa})$	$A/(\%)$	Temperatur
ungehärtet 1	1.01	1.81	11.84	$T = 20^\circ\text{C}$
ungehärtet 2	1.01	1.80	14.15	$T = 20^\circ\text{C}$
ungehärtet 3	1.00	1.82	19.70	$T = 20^\circ\text{C}$
ungehärtet 4	1.00	1.79	9.17	$T = 20^\circ\text{C}$
ungehärtet 5	0.98	1.79	20.48	$T = 20^\circ\text{C}$
\emptyset	1.00	1.80	15.07	$T = 20^\circ\text{C}$
ungehärtet 1	0.95	1.68	8.06	$T = 150^\circ\text{C}$
ungehärtet 2	0.95	1.66	7.35	$T = 150^\circ\text{C}$
\emptyset	0.95	1.67	7.71	$T = 150^\circ\text{C}$
gehärtet 1	3.53	4.28	3.00	$T = 20^\circ\text{C}$
gehärtet 2	3.65	4.21	1.16	$T = 20^\circ\text{C}$
gehärtet 3	3.62	4.30	2.48	$T = 20^\circ\text{C}$
\emptyset	3.60	4.26	2.21	$T = 20^\circ\text{C}$
gehärtet 1	3.02	4.23	2.30	$T = 150^\circ\text{C}$
gehärtet 2	3.07	4.10	2.13	$T = 150^\circ\text{C}$
\emptyset	3.05	4.16	2.22	$T = 150^\circ\text{C}$

Sämtliche Zugversuche weisen eine geringe Streuung der Streckgrenzen auf. Bei einer Prüftemperatur von $T = 150^\circ\text{C}$ sinken die $R_{p0.2}$ Werte um ca. 5% beim ungehärteten sowie um ca. 15% beim gehärteten Gefüge. Werden die statischen Festigkeiten bei Raumtemperatur direkt miteinander verglichen, besitzt der Martensit eine um ca. 260% höhere Dehngrenze, was sein Einsatzgebiet in den hochbeanspruchten randnahen Kurbelwellenlagerbereichen rechtfertigt. Das überelastische Werkstoffverhalten des Grundwerkstoffs ist durch ein ausgeprägtes Verfestigungsverhalten gekennzeichnet und deckt sich mit den Zugversuchen der Literatur (s. [Lec07]) für vergleichbare Schmiedestähle. Bei beiden Gefügearten zeigt sich bei $T = 150^\circ\text{C}$ ein ausgeprägter Übergang vom elastischen zum plastischen Bereich, da sich dieser über ein größeres Dehnungsintervall erstreckt. Die markanten Verläufe der Versuche mit gehärteten Proben aus Abbildung 4.1 veranschaulichen dies. Ferner bestätigen die deutlich geringeren Bruchdehnungen des Martensits bei gleichzeitig höheren Festigkeiten (im Vgl. zum Grundwerkstoff) die weniger duktilen Gefügecharakteristika. Ergänzend zum Schlibbild des Grundmaterials (s. Abbildung 3.1) ist in Abbildung 4.2 das gehärtete Gefüge dargestellt.

**Abb. 4.2:** Schlibbild gehärtete Probe

4.2 Werkstoffverhalten unter zyklischer Beanspruchung

Die Schwingfestigkeitsversuche an den Proben aus Abbildung 3.6 wurden durch kraftgeregelte Prüfmaschinen vollzogen. Nach Tabelle 3.3 sind für alle Proben- und Gefügeformen unterschiedliche Versuche zur Ermittlung der Wechsel- sowie Schwellfestigkeiten durchzuführen, wobei der Fokus auf der Ermittlung des sogenannten Dauerfestigkeitsniveaus bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW bei Raumtemperatur sowie dem Umgebungsmedium Luft liegt. Nach den Ausführungen aus Abschnitt 2.4.2 und der begrenzt verfügbaren Probenanzahl je zu ermittelndem Schwingfestigkeitsschaubild erfolgt die Anwendung des Treppenstufenverfahrens nach HÜCK (s. Abbildung 2.24). Die Andeutung der Wöhlerlinienneigung des Zeitfestigkeitsbereichs ist vereinzelt durch Probenbrüche und hochgesetzte Durchläufer abgeschätzt worden. Zu dessen statistischer Auswertung wurde das unter Abschnitt 2.4.1 erläuterte Perlschnurverfahren herangezogen. In nachfolgend gelisteten Wöhlerlinien ist die Spannungsamplitude σ_a auf die gemittelte Streckgrenze $R_{p0.2}$ des Grundgefüges (s. Tabelle 4.1) normiert worden. Sämtliche Spannungsamplituden sind als Nennspannungen dargestellt. Die Geometrie der Kerbe ist bzgl. Formzahl K_t und bezogenem Spannungsgradient χ' (s. Tabelle 3.2) mit den in der Literatur [Fro06, Lec07] auffindbaren Werten vergleichbar.

4.2.1 Zug/Druck-Beanspruchung (wechselnd)

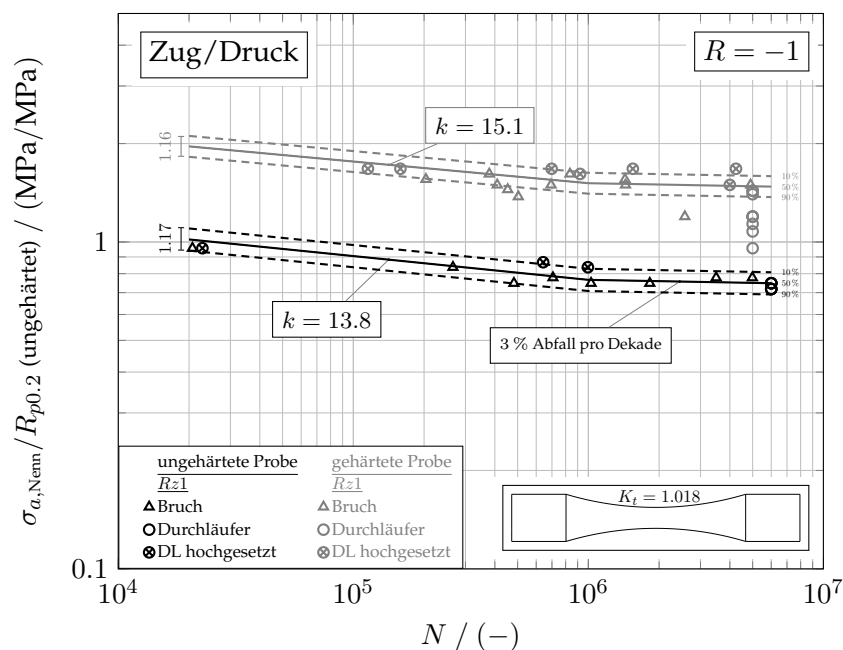


Abb. 4.3: Zug/Druck-Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), ungekerbt, polierte Oberfläche

Abbildung 4.3 zeigt die normierten Zug-/Druckwöhlerlinien der ungekerbten Proben. Beide Versuchsreihen zeichnen sich durch relativ geringe Streuspannen $T_\sigma \leq 1 : 1,17$ aus.

$$\frac{\sigma_D(\text{ungekerbt, gehärtet})}{\sigma_D(\text{ungekerbt, ungehärtet})} = \frac{1,48}{0,75} = \underline{1,97} \quad (4.1)$$

Des Weiteren weisen die Proben mit martensitischem Gefüge eine Dauerfestigkeit auf, welche

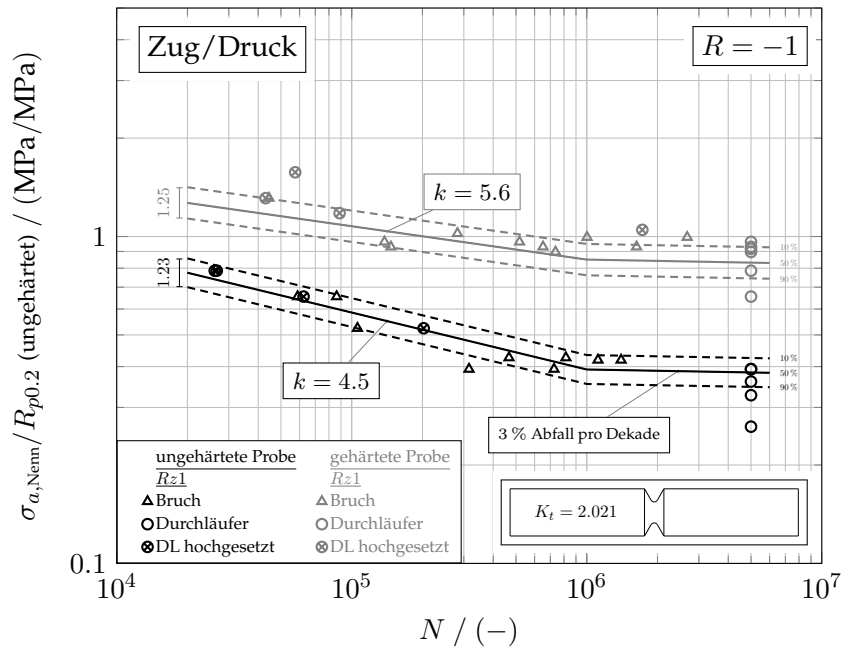


Abb. 4.4: Zug/Druck-Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), gekerbt, polierte Oberfläche

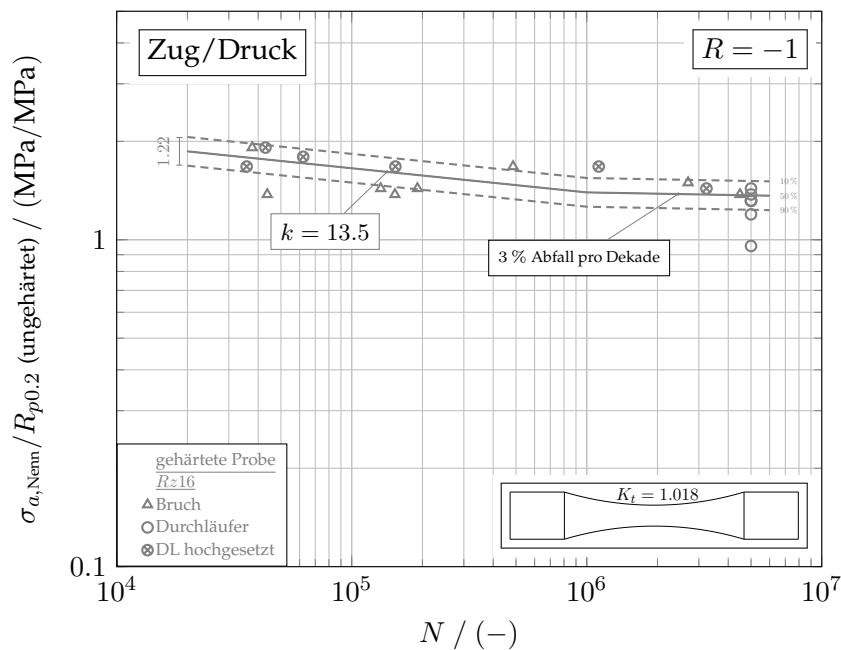


Abb. 4.5: Zug/Druck-Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Martensit), ungekerbt, raue Oberfläche

um den Faktor ~ 2 höher gegenüber dem duktileren Ausgangsgefüge ist. Zur Abschätzung der Dauerfestigkeitsniveaus nach HÜCK standen fünf ungehärtete und neun gehärtete DL-Proben zur Verfügung, wodurch sämtliche Versuche nicht als vollumfänglich statistisch abgesichert zu betrachten sind (s. Anhang C).

Abbildung 4.4 beinhaltet die Darstellung der Schwingversuchsergebnisse unter wechselnder Beanspruchung für die gekerbten Probenformen beider Gefügearten. Die normierten Dauerfestigkeitsamplituden betragen $\sigma_D = 0.38$ (ungehärtet) und $\sigma_D = 0.83$ (gehärtet). Die damit erchenbaren Kerbspannungswechselfestigigkeiten liegen über denen der ungekerbten Prüfkörper, wodurch die unterschiedlichen Stützwirkungen experimentell hergeleitet wurden. Nach den in der Literatur vorhandenen normierten Wöhlerlinien aus Stahl besitzen ungekerbte Probekörper eine flachere Neigung von $k = 15$ gegenüber Kerbproben mit $k = 5$. Des Weiteren sind Streuspannen von $T_\sigma = 1 : 1.12$ (ungekerbt) und $T_\sigma = 1 : 1.26$ (gekerbt) zu finden [Hai06]. Beides plausibilisiert die vorliegenden experimentellen Befunde im direkten Vergleich von Abbildung 4.3 und Abbildung 4.4.

Um den Einfluss der Oberflächengüte zu berücksichtigen, sind Proben mit einer gemittelten Rautiefe von $R_z = 16$ untersucht worden. Die Ergebnisse sind Abbildung 4.5 zu entnehmen. Im Vergleich zu den polierten Proben (s. Abbildung 4.3) ist trotz ähnlicher Neigung eine erhöhte Streuung der Proben erkennbar. Das Dauerfestigkeitsniveau liegt mit $\sigma_D = 1.36$ ca. 8% unter denen der Probekörper mit $R_z = 1$, was in gängigen Regelwerken bereits Anwendung findet [Ren12].

4.2.2 Zug/Druck-Beanspruchung (schwellend)

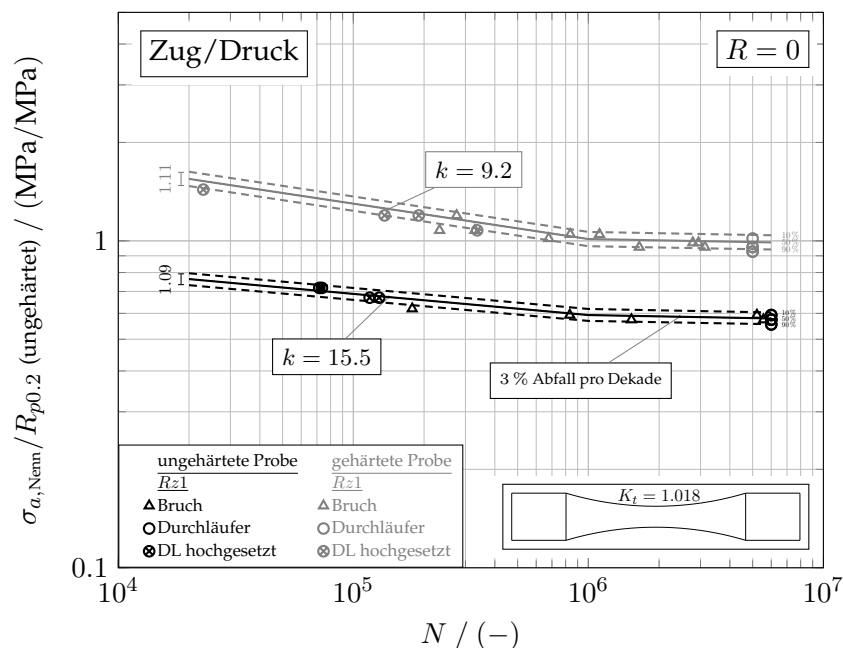


Abb. 4.6: Zug/Druck-Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), ungekerbt, polierte Oberfläche

Abbildung 4.6 veranschaulicht die Ergebnisse der zugschwellenden Schwingversuche an der ungekerbten Probengeometrie. Durch die Auswertung ergeben sich die experimentell ermittelten Dauerfestigkeitsamplituden zu $\sigma_D = 0.58$ (ungehärtet) sowie $\sigma_D = 0.99$ (gehärtet). Die verhältnismäßige Betrachtung aus Gleichung 4.1 liefert eine 1.7-fache Erhöhung der Zug-schwellfestigkeit von Grundgefüge zu Martensit. Die Untersuchungsergebnisse der gekerbten Proben sind in Abbildung 4.7 dargestellt. Die Faktoren zur Definition der Stützwirkung (s. Gleichung 2.23) bei $R = 0$ liegen bei $n = 1.078$ (ungehärtet) bzw. $n = 1.353$ (gehärtet). Der

Einfluss der rauen Oberfläche (s. Abbildung 4.8) ergibt eine Dauerfestigkeitsamplitude von

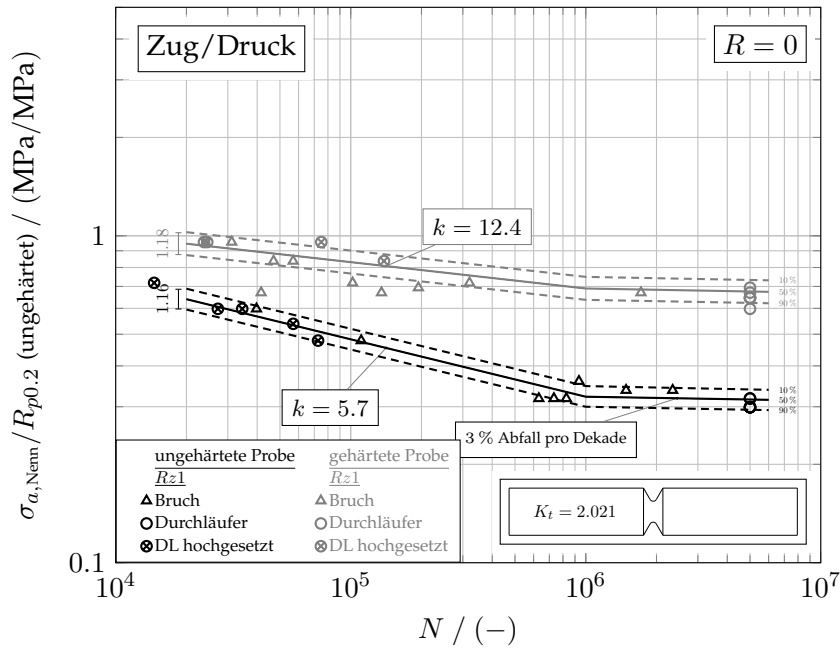


Abb. 4.7: Zug/Druck-Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), gekerbt, polierte Oberfläche

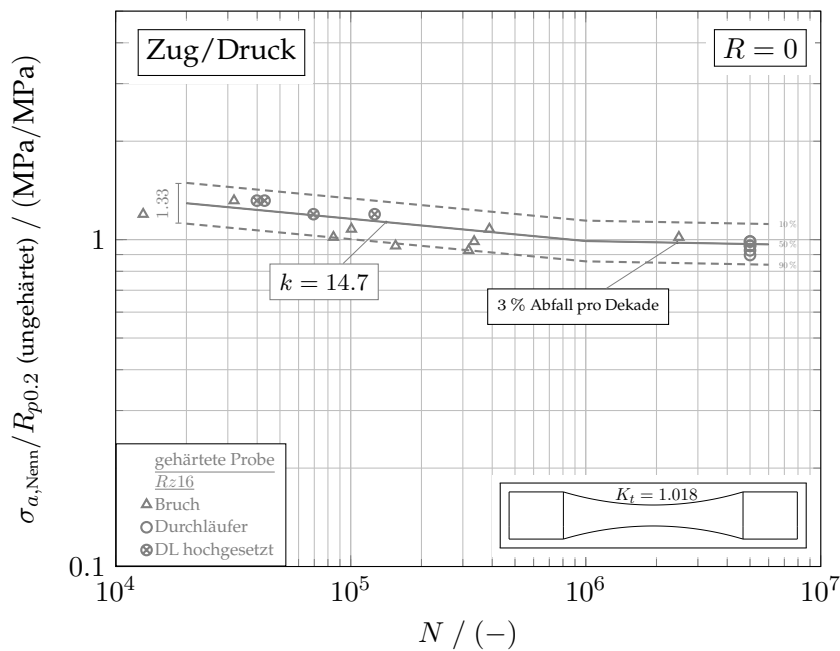


Abb. 4.8: Zug/Druck-Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Martensit), ungekerbt, raue Oberfläche

$\sigma_D = 0.97$, wodurch die gefertigte Oberfläche eine um $\sim 2\%$ niedrigere Schwingfestigkeit gegenüber der polierten, martensitischen Probe aufweist. Die Versuche mit der raueren Probenoberfläche gehen erneut mit einer deutlich höheren Streuung einher, wodurch das vorliegende Streuband das Dauerfestigkeitsniveau der polierten Proben einschließt. Die geringe prozentua-

le Abweichung der Schwellfestigkeiten unter dem Einfluss einer raueren Oberfläche basieren auf je fünf ($R_z = 1$) und sechs ($R_z = 16$) getesteten Proben, welche bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW keinen Bruch aufwiesen.

Aufgrund der 15 Proben je zu prüfender Wöhlerlinie zzgl. deren statistischer Auswertung ist eine valide Aussage zur Absenkung der Schwellfestigkeiten bei $R_z = 16$ nicht möglich. Nach [Ren12] liegt der Abminderungsprozentsatz durch die hohe Zugfestigkeit des gehärteten Gefüges bei $> 20\%$. Selbige Vorschrift verweist darauf, dass bei randschichtgehärteten Bauteilen dieser Faktor kleiner sei [Ren12].

4.2.3 Umlaufbiegebeanspruchung

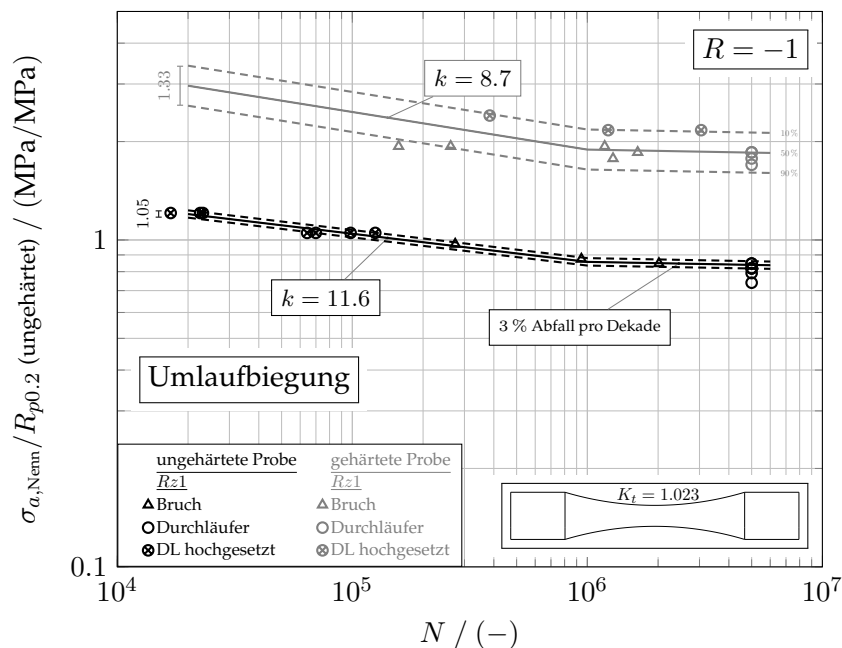


Abb. 4.9: Umlaufbiegung Wöhlerlinie, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), ungekerbt, polierte Oberfläche

Die Beanspruchung der Probenformen mit Umlaufbiegebeanspruchung wurde mit dem Prüfaufbau aus Abbildung 3.8 umgesetzt. Als Randbedingungen gelten Raumtemperatur sowie Umgebungsluft. Neben den vorliegenden Schwingfestigkeiten unter Zug/Druck-Belastungen resultieren Umlaufbiegebelastungen ebenfalls in Normalbeanspruchungen. [Eic02] veranschaulicht dies durch einen ungekerbten Probekörper unter den jeweiligen Belastungen und der vergleichenden Betrachtung des relativen Spannungsgradienten (s. Abbildung 2.20). Während die ungekerbte Rundprobe mit dem Durchmesser d unter Zugbelastung einen relativen Spannungsgradienten von $\chi' = 0$ aufweist und die Spannungstensorkomponente in axialer Richtung gleichmäßig über den Querschnitt verteilt auftritt, ergibt sich unter einer Biegebelastung ein linearer Verlauf mit $\chi' = 2/d$ [Eic02, Rad07]. Somit sind die erzielten Festigkeiten unter einer Biegebeanspruchung in der Regel im direkten Vergleich über den Werten der wechselnden Zug/Druck-Belastung.

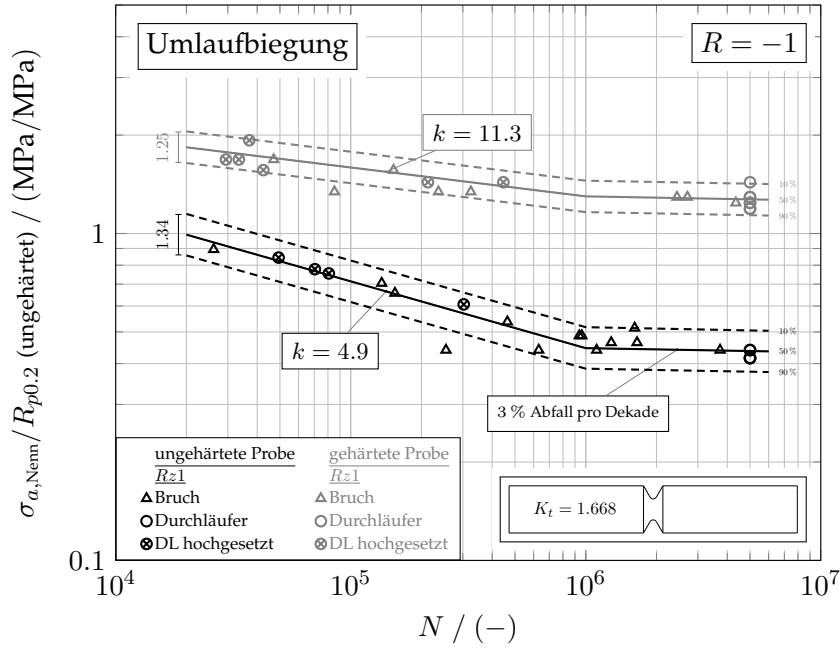


Abb. 4.10: Umlaufbiegung Wöhlerlinie, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), gekerbt, polierte Oberfläche

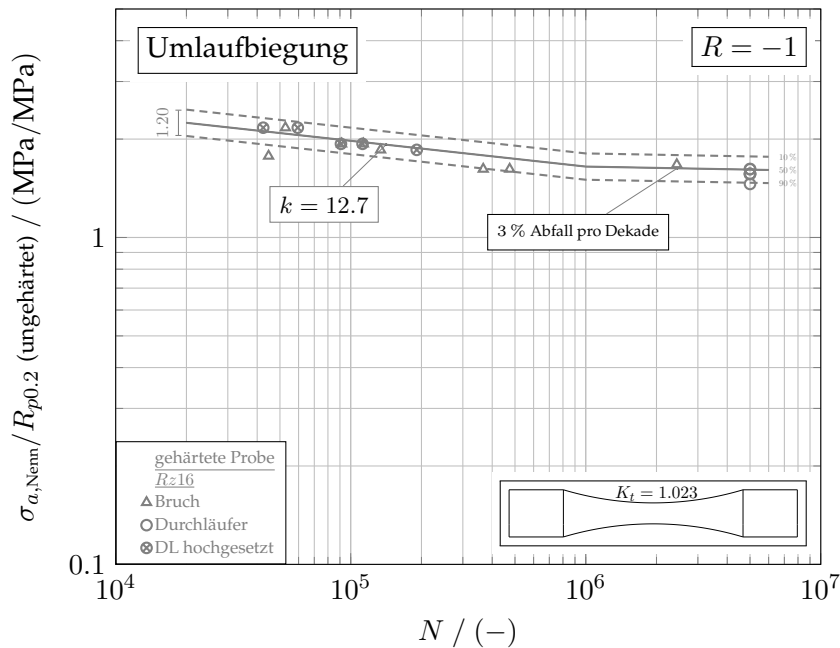


Abb. 4.11: Umlaufbiegung Wöhlerlinie, AFP Stahl 1.1303 (Martensit), ungekerbt, raue Oberfläche

Abbildung 4.9 listet die Versuchsergebnisse der *Stundenglas*-Probekörper auf. Die herausgeprüften Dauerfestigkeitsniveaus unter Umlaufbiegung liegen aufgrund des Spannungsgradienten und der Stützwirkung um $\sim 11\%$ (ungehärtet) sowie $\sim 20\%$ (gehärtet) über denen der jeweiligen Wechselfestigkeits des Zug/Druck-Versuchs. Die auf die Streckgrenze des statischen Zugversuchs genormten Spannungsamplituden betragen $\sigma_D = 0.84$ (ungehärtet) sowie $\sigma_D = 1.85$ (gehärtet).

Die beiden Wöhlerlinien der gekerbten Proben sind in Abbildung 4.10 dargestellt. Die im Prüfquerschnitt normierten Nennspannungsamplituden im HCF Bereich betragen $\sigma_D = 0.44$ (ungehärtet) sowie $\sigma_D = 1.27$ (gehärtet). Somit zeigen die ertragbaren Amplituden der ungekerbten Proben eine Schwingfestigkeitssteigerung unter Umlaufbiegung von ca. 2.2. Die geprüften Langzeitfestigkeitsniveaus der gekerbten Proben bestätigen, dass ein Härteprozess in Kombination mit steileren Spannungsgradienten zu einer lokal höheren Schwingfestigkeitssteigerung führen können.

Der Einfluss der Oberflächengüte auf die Schwingfestigkeit im HCF Bereich wurde unter Umlaufbiegung ebenfalls bestätigt (s. Abbildung 4.11). Die statistische Auswertung ergab im Vergleich zur polierten Probenoberfläche eine Reduktion der Biegewechselfestigkeit bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW um $\sim 13\%$ auf $\sigma_D = 1.61$.

4.2.4 Torsionsbeanspruchung (wechselnd)

Neben den Schwingfestigkeitsuntersuchungen unter dem Einfluss von Normalspannungen sind folglich die Ergebnisse unter Schubbeanspruchung gelistet. Abbildung 4.12 zeigt die Schwingfestigkeitsschaubilder der ungekerbten Probenform für die zwei Gefügestände. Die ungekerbten Proben ergaben auf die Streckgrenze normierte Schubwechselfestigkeiten von $\tau_a = 0.53$ (ungehärtet) und $\tau_a = 1.19$ (gehärtet). Die Auswertung stützt sich auf 5 (ungehärtet) und 2 (gehärtet) herausgefahrenen Durchläufer, wodurch eine statistische Aussagekraft nur bedingt möglich ist, was der zur Verfügung stehenden Probenanzahl zuzuschreiben ist. Des

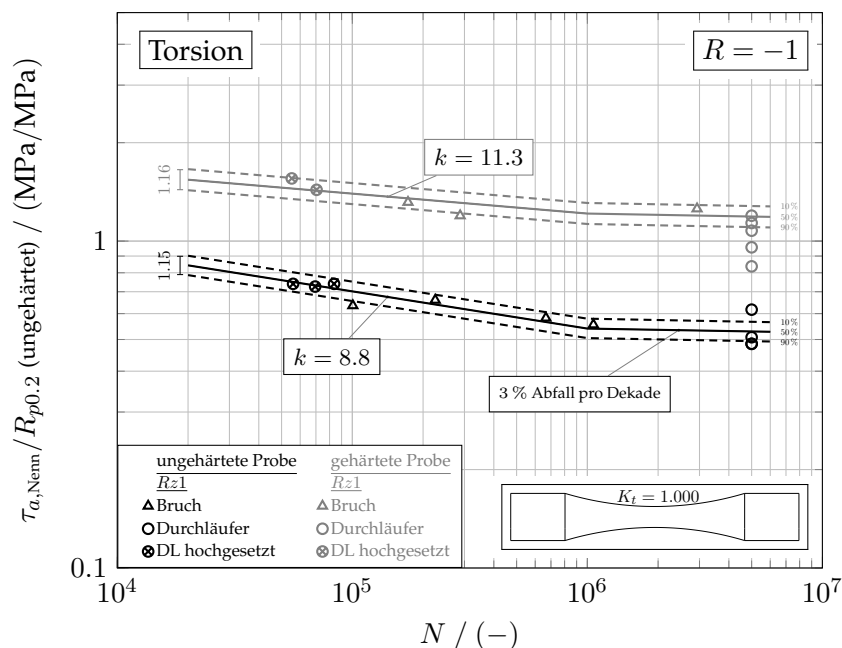


Abb. 4.12: Torsion Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), ungekerbt, polierte Oberfläche

Weiteren finden sich die auf Nennspannungen bezogenen Schwingfestigkeiten der gekerbten Proben (s. Abbildung 4.13). Die Schubwechselfestigkeiten betragen $\tau_a = 0.46$ (ungehärtet) und $\tau_a = 0.96$ (gehärtet). Die im Kerbgrund wirkenden Stützwirkungseffekte erhöhen somit die linear-elastisch hochskalierten Schwingfestigkeiten unter Torsionsbeanspruchung um $\sim 15\%$ (ungehärtet) sowie $\sim 9\%$ (gehärtet).

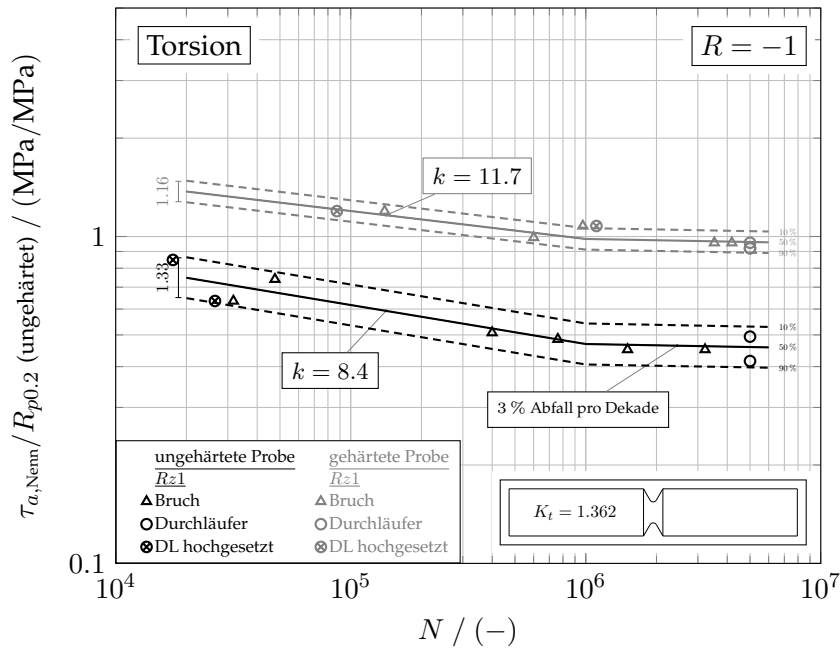


Abb. 4.13: Torsion Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), gekerbt, polierte Oberfläche

4.2.5 Torsionsbeanspruchung (schwellend)

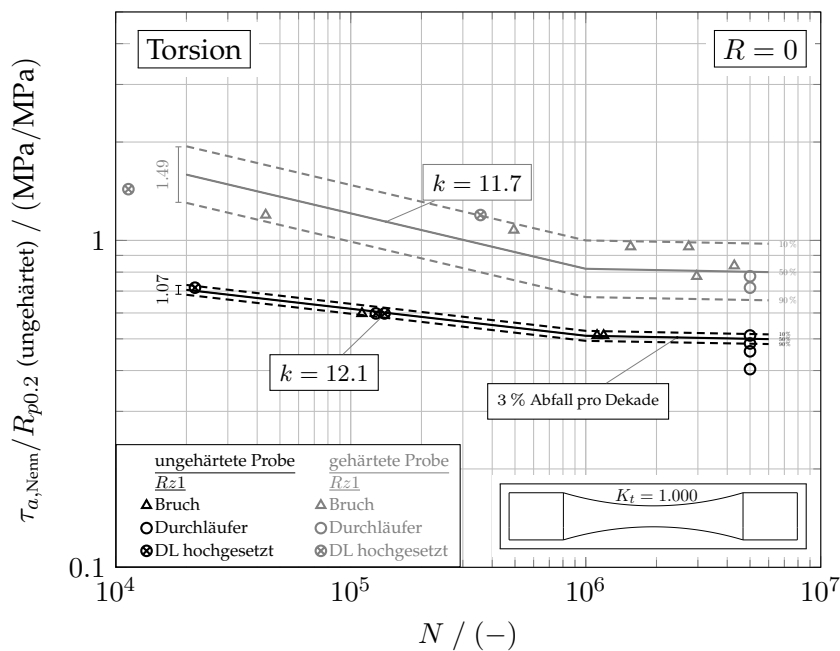


Abb. 4.14: Torsion Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), ungekerbt, polierte Oberfläche

Gemäß Literatur weisen (Vergütungs-)Stähle zumeist eine kleine Mittelspannungsempfindlichkeit M bei reiner Torsionsbeanspruchung auf [Rad07]. Folgende Ergebnisse veranschaulichen die Schubschwellfestigkeiten des ungehärteten und gehärteten AFP Stahls. Abbildung 4.14

zeigt die Schwellfestigkeiten unter Torsion mit $\tau_a = 0.50$ (ungehärtet) und $\tau_a = 0.80$ (gehärtet) am ungekerbten Probestab. Auffällig ist die große Streuspanne der zyklischen Versuche mit gehärteten Proben von $T_\sigma \leq 1 : 1.49$ gegenüber den anderen ermittelten Versuchsreihen im Rahmen dieser Arbeit. Mögliche Ursachen können die reduzierte Probenanzahl zur Ermittlung des Langzeitfestigkeitsbereichs oder Rutschvorgänge an der Einspannung der gehärteten Probekörper sein. Die resultierenden Mittelspannungsempfindlichkeiten zeigen, dass das Grundgefüge mit $M = 0.06$ unempfindlicher gegenüber Torsionsmittelspannungen im Vergleich zu den gehärteten Proben mit $M = 0.48$ ist. Abbildung 4.15 zeigt die Resultate der schwelld beanspruchten Kerbproben mit den Nennspannungsamplituden von $\tau_a = 0.43$ (ungehärtet) und $\tau_a = 0.68$ (gehärtet). Die linear-elastisch hochskalierten Kerbspannungsamplituden liegen somit um $\sim 14\%$ (ungehärtet) sowie $\sim 13\%$ (gehärtet) über denen der ungekerbten Proben.

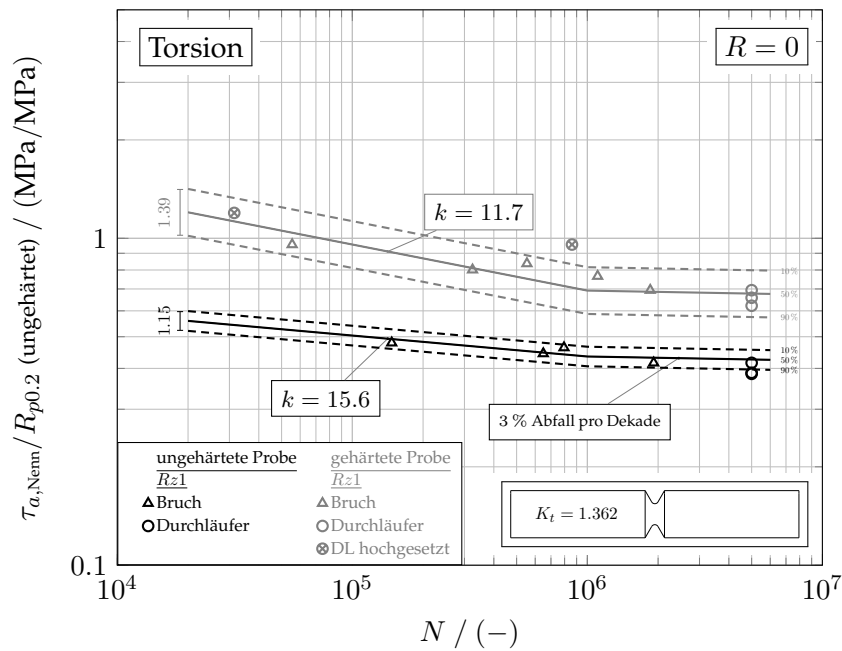


Abb. 4.15: Torsion Wöhlerlinie bei schwelldender Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), gekerbt, polierte Oberfläche

4.2.6 Mehrachsige wechselnde Beanspruchung (proportional)

Die nachfolgend gelisteten Versuchsauswertungen basieren auf der Versuchsanordnung aus Abbildung 3.9. Für den Fall einer ungekerbten Probe, welche mit einer proportional kombinierten Belastung aus Biegung und Torsion beaufschlagt wird, ergibt sich im Prüfquerschnitt an der freien Oberfläche unter der Voraussetzung eines ebenen Spannungszustandes der in Abbildung 4.16 visualisierte qualitative Beanspruchungs-Zeit-Verlauf. Die Last- und Beanspruchungssignale zeichnen sich durch eine identische Mittelspannung $\sigma_m = 0$ sowie dem gleichzeitigen Auftreten der jeweiligen Amplituden pro Schwingenspiel aus. Folglich ist das Verhältnis von $\tau_a(t)/\sigma_a(t)$ zu jedem Zeitpunkt t konstant, wodurch das Beanspruchungsverhältnis bei den Mehrachsigsigkeitsversuchen anhand der ungekerbten Proben so gewählt wurde, dass reine Axialbelastung die idente Beanspruchung nach GEH wie reine Torsion bewirkt.

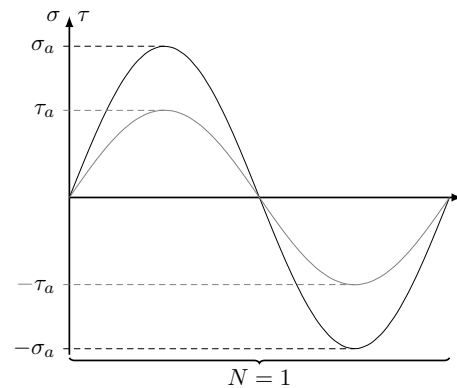


Abb. 4.16: Proportionaler BZV

$$\sigma_{v,a,Nenn} = \sqrt{\sigma_{a,Nenn}^2} = \sqrt{3 \cdot \tau_{a,Nenn}^2} \quad (4.2)$$

$$\frac{\tau_{a,Nenn}}{\sigma_{a,Nenn}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \approx 0.58 \quad (4.3)$$

Die bisherigen Schwingversuchsergebnisse ermöglichen die verhältnismäßige Betrachtung von reiner Biege- und Torsionswechselfestigkeit. Beispielhaft sind die Wechselfestigkeiten der ungekerbten Proben aufgeführt:

$$\frac{\tau_a(\text{ungekerbt, ungehärtet, } R = -1)}{\sigma_a(\text{ungekerbt, ungehärtet, } R = -1)} = \frac{0.53}{0.84} = 0.63 \quad (4.4)$$

$$\frac{\tau_a(\text{ungekerbt, gehärtet, } R = -1)}{\sigma_a(\text{ungekerbt, gehärtet, } R = -1)} = \frac{1.19}{1.85} = 0.64 \quad (4.5)$$

Da die vorliegenden Ergebnisse nahe des Festigkeitsverhältnisses nach der GEH liegen, werden die experimentellen Versuche mit der Beziehung von $\tau_a/\sigma_a = 1/\sqrt{3}$ durchgeführt. Die Auswertung beinhaltet zur besseren Vergleichbarkeit zu den uniaxialen Versuchen die Auftragung der Biegenennspannungsamplitude, welche auf die gemittelte Streckgrenze des Schmiedegefüges normiert ist. Abbildung 4.17 zeigt die Wöhlerlinien für die ungekerbte Probengeometrie mit den Vergleichsspannungsdauerfestigkeiten $\sigma_{v,a,Nenn} = 0.76$ (ungehärtet) und $\sigma_{v,a,Nenn} = 1.65$ (gehärtet). Im Vergleich zur reinen Biegewechselfestigkeit resultieren $\sim 9\%$ (ungehärtet) bzw. $\sim 11\%$ (gehärtet) niedrigere Dauerfestigkeitsniveaus beim kombinierten Versuch bei vergleichbar kleinen Streuspannen. Abbildung 4.18 beinhaltet die ausgewerteten experimentellen Ergebnisse der gekerbten Proben. Es ergeben sich Dauerfestigkeiten von $\sigma_{v,a,Nenn} = 0.45$ (ungehärtet) und $\sigma_{v,a,Nenn} = 1.12$ (gehärtet). Beide Wöhlerlinien sind im Vergleich zu den uniaxialen Versuchsergebnissen durch große Streuungen T_σ geprägt, wodurch die $\sim 2\%$ -ige Festigkeitssteigerung des ungehärteten Grundgefüges gegenüber der reinen Umlaufbiegung nicht statistisch belastbar ist. Analog dazu besitzt die martensitische Kerbprobe ein um $\sim 12\%$ niedrigeres Dauerfestigkeitsniveau.

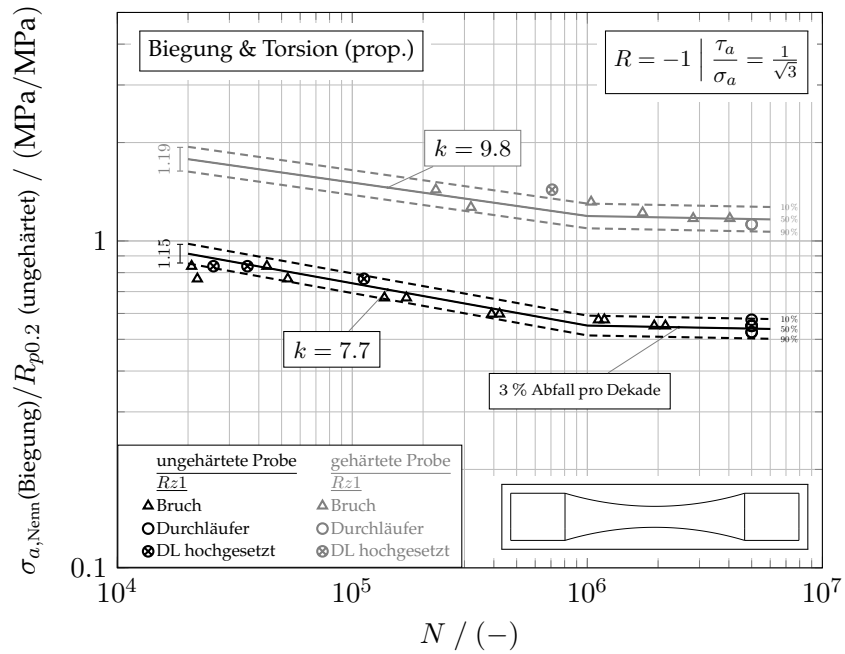


Abb. 4.17: Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), ungekerbt, polierte Oberfläche

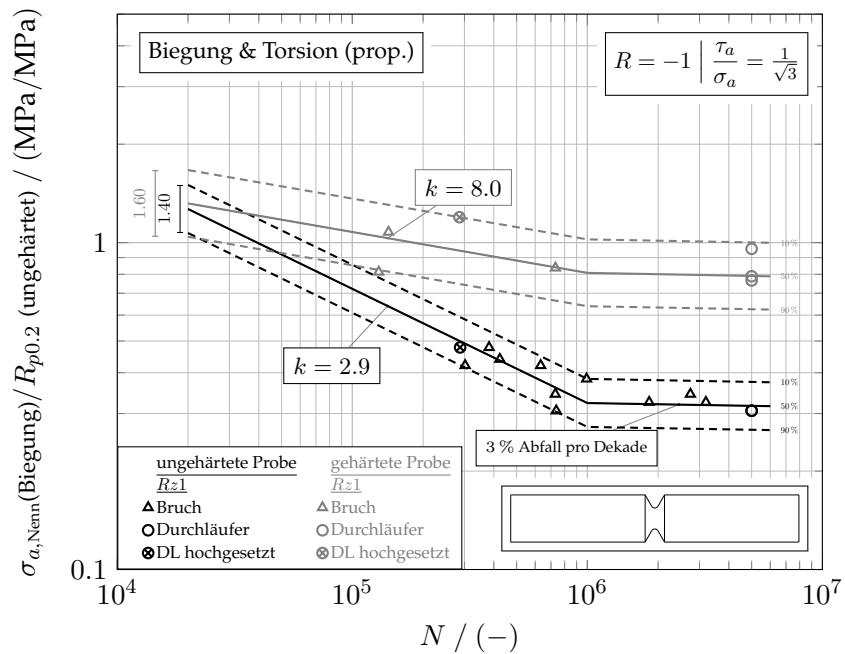


Abb. 4.18: Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), gekerbt, polierte Oberfläche

4.2.7 Mehrachsige wechselnde Beanspruchung (nichtproportional)

Als ein Vertreter der nichtproportionalen mehrachsigen Beanspruchungen sind die Proben unter dem gleichen Wechselfestigkeitsverhältnis wie in Abschnitt 4.2.6 mit einer frequenzverschobenen kombinierten Belastung beaufschlagt worden. Aufgrund der Verfügbarkeit von Prüfständen mit frequenzverschiedenen Signalen zwischen Biegung und Torsion wurden die Versuche gleichfrequent, phasenverschobenen Signalen vorgezogen. Abbildung 4.19 visualisiert das untersuchte Frequenzverhältnis von $f(\text{Torsion})/f(\text{Biegung}) = 3$. Im Gegensatz zur proportionalen Beanspruchung (s. Abschnitt 4.2.6) ist der Hauptspannungswinkel zwischen σ_I und σ_{II} für ein beliebiges infinitesimal kleines Oberflächenelement im kritischen Querschnitt innerhalb eines Biegeschwingspiels nicht konstant. Sämtliche Wöhlerlinien beinhalten zur besseren Vergleichbarkeit mit den uniaxialen Versuchen die Darstellung der Biegeamplitude. Die Auswertung der ungekerbten Proben sind Abbildung 4.20 zu entnehmen. Das

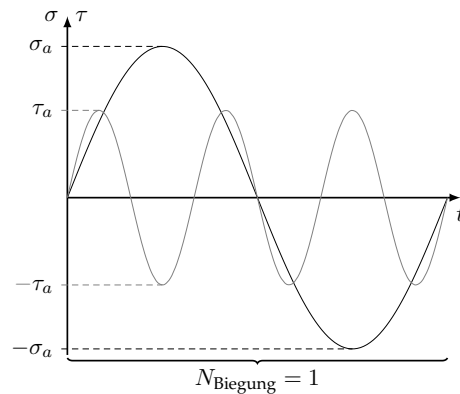


Abb. 4.19: Nichtproportionaler BZV

zur besseren Vergleichbarkeit mit den uniaxialen Versuchen die Darstellung der Biegeamplitude. Die Auswertung der ungekerbten Proben sind Abbildung 4.20 zu entnehmen. Das

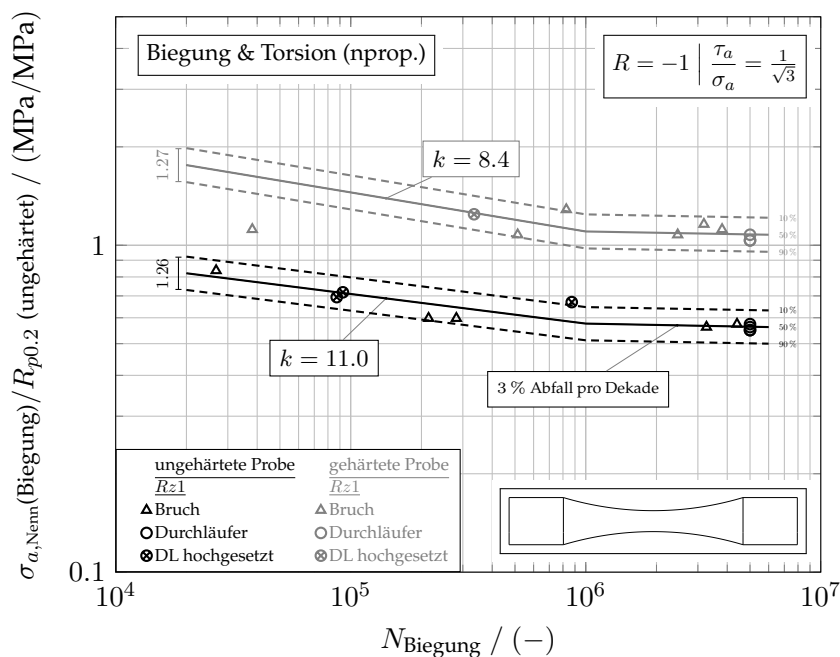


Abb. 4.20: Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung (frequenzverschoben), AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), ungekerbt, polierte Oberfläche

Schmiedegefüge resultiert unter dem Einfluss der dreifachen Torsionsfrequenz mit $\sigma_{v,a,Nenn} = 0.80$ in einer $\sim 4\%$ höheren Dauerfestigkeit gegenüber der in-Phase-Beanspruchung. Die gehärteten Proben sind durch eine dauerfeste Vergleichsspannungsamplitude von $\sigma_{v,a,Nenn} = 1.52$ gekennzeichnet, welche im Vergleich zur proportionalen Versuchsdurchführung $\sim 8\%$ niedriger ausfällt. Des Weiteren beinhaltet Abbildung 4.21 mit $\sigma_{v,a,Nenn} = 0.44$ (ungehärtet) und

$\sigma_{v,a,Nenn} = 1.52$ (gehärtet) die Dauerfestigkeitsniveaus der gekerbten Probengeometrien. Folglich lässt sich kein signifikanter Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit bei den vorliegenden Probenformen und -gefügen feststellen, da sämtliche Festigkeitssteigerungen oder -senkungen in den jeweiligen Streubändern liegen.

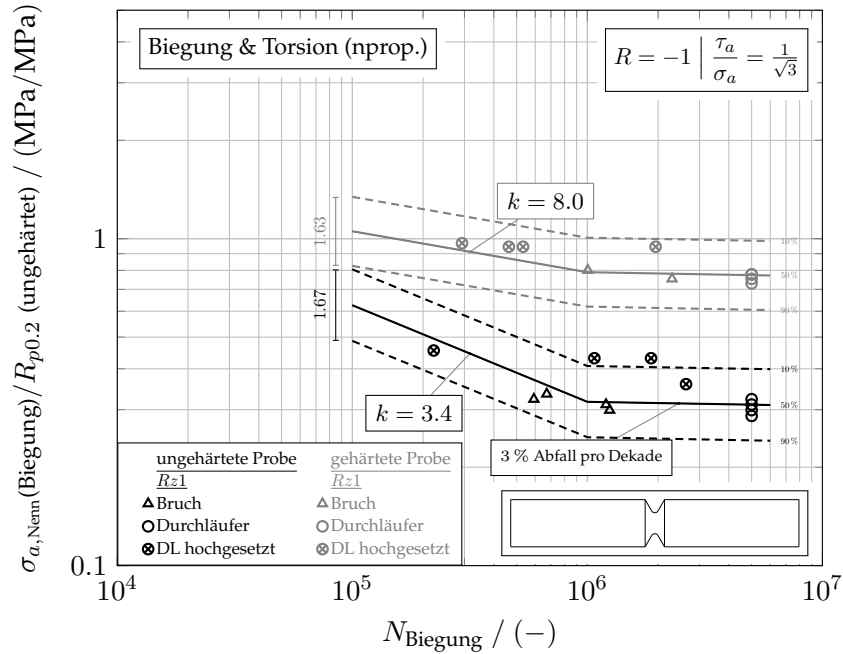


Abb. 4.21: Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung (frequenzverschoben), AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge und Martensit), gekerbt, polierte Oberfläche

4.2.8 Zusammenfassung der kraftgeregelten Schwingversuche

Tab. 4.2: Dauerfestigkeiten der Schwingversuche bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW (Nennspannungen normiert auf Streckgrenze des Grundgefüges $\sigma_{a,Nenn}/R_{p0.2}$)

Probe	Zug/Druck		Umlaufbiegung	Torsion		Umlaufbiegung & Torsion	
	R=0	R=-1		R=0	R=-1	$\sigma_{a,Nenn}$ (Biegung) R=-1	R=-1
Spannungsverhältnis f (Torsion)/ f (Biegung)						prop.	nprop.
Temperatur	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C	20 °C
ungekerbt, ungehärtet, Rz1	0.58	0.75	0.84	0.50	0.53	0.54	0.58
ungekerbt, gehärtet, Rz1	0.99	1.48	1.85	0.80	1.19	1.16	1.10
ungekerbt, gehärtet, Rz16	0.97	1.36	1.61	—	—	—	—
gekerbt, ungehärtet, Rz1	0.32	0.38	0.44	0.43	0.46	0.32	0.31
gekerbt, gehärtet, Rz1	0.67	0.83	1.27	0.68	0.96	0.79	0.77

Grundlage für die rechnerische Auslegung von Kurbelwellen sind zumeist die Dauerfestigkeitskennwerte des heranzuziehenden Werkstoffs. Typische Bruchbilder sind Abbildung 4.22 zu entnehmen, wobei die Interpretation der Anrissursachen unterhalb der Oberfläche Ab-

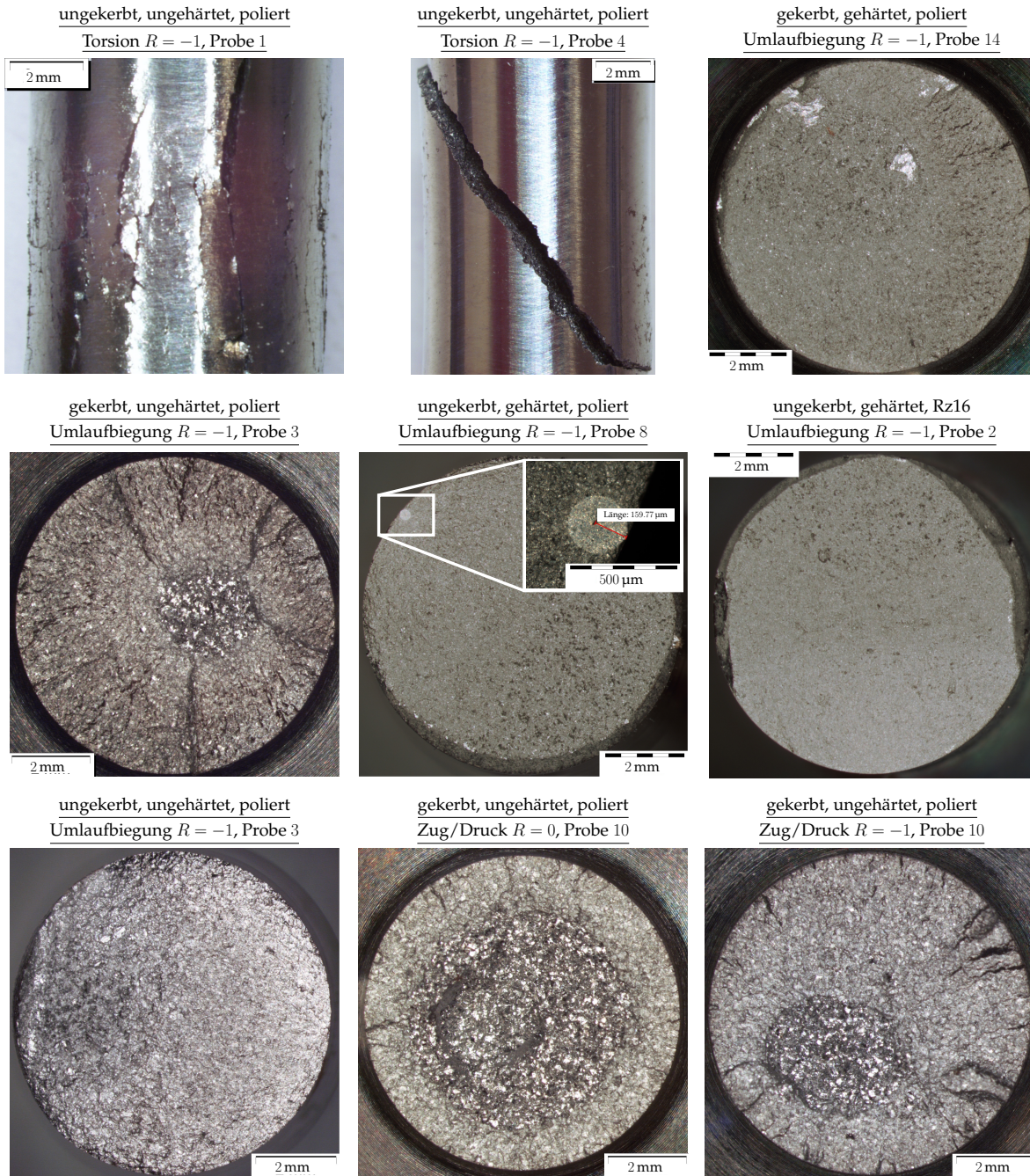


Abb. 4.22: Bruchbilder diverser Schwingversuche (Auswahl)

schnitt 6.2.1 behandelt. Tabelle 4.2 fasst die in den vorigen Abschnitten gelisteten Schwingfestigkeitsschaubilder zusammen und gibt die nach dem Treppenstufenverfahren nach HÜCK ausgewerteten, normierten Nennspannungen bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW an. Der auf dem Härteniveau der Kurbelwellenlager befindliche Martensit besitzt im ungekerbten Zustand i.d.R. uniaxiale Wechselfestigkeitskennwerte, welche um den Faktor ≥ 1.97 über dem duktileren Ausgangsgefüge lie-

gen. Ferner ist durch Anwendung von Gleichung 2.3 dem gehärteten Material mit $M \approx 0.5$ eine höhere Empfindlichkeit gegenüber Mittelspannungen im zugschwellenden Bereich des HAIGH-Diagramms zuzurechnen. Der geschmiedete Grundwerkstoff zeigt sich nahezu unempfindlich auf Torsionsmittelspannungen.

Der Einfluss der rauen Oberfläche auf das martensitische Gefüge und deren folglich geringeren Dauerfestigkeiten sind vom vorliegenden Beanspruchungszustand (Zug/Druck oder Umlaufbiegung) sowie Spannungsverhältnis abhängig. Die Reduktion der dauerfest ertragbaren Schwingamplituden variiert von $\sim 2 \dots 13\%$.

Die Ergebnisse der ungehärteten Probenversuche implizieren bei Zug/Druck eine minimale Stützwirkung. Des Weiteren ergibt sich für die Umlaufbiegeversuche beim Grundwerkstoff eine Stützwirkung $n < 1$, was unplausibel ist, da die lokal ertragbare Spannung im Kerbgrund größer sein sollte als bei den ungekerbten Proben. Eine Messung des lokalen Beanspruchungszustandes via Dehnmessstreifen ist im Kerbgrund und aufgrund der umlaufenden Biegung nur mit erhöhten Messtechnikumfängen möglich, was nicht umgesetzt wurde. Die Ursache der experimentell vorliegenden Stützwirkung $n < 1$ unter Umlaufbiegung bietet sich somit für weiterführende Untersuchungen an.

Die Resultate der kombinierten Versuche zeigen keinen signifikanten Einfluss der nichtproportionalen Beanspruchungen auf die Dauerfestigkeit, da die erzielten Schwingfestigkeiten innerhalb der jeweiligen Streubänder liegen. [Fro06] beaufschlagt ungekerbte Probengeometrien aus dem Werkstoff 1.6582 mit dem Ergebnis des Dauerfestigkeitsabfalls um $\sim 6\%$ im Falle der Prüfung mit dreifacher Torsionsfrequenz im Verhältnis zur Umlaufbiegefrequenz. Die am AFP Stahl 1.1303 herausgefahrenen dauerfest ertragbaren Vergleichsspannungsamplituden für das idente Frequenzverhältnis liegen um $\sim 5\%$ (ungehärtet) über sowie $\sim 8\%$ (gehärtet) unter dem Niveau der proportionalen Beanspruchung, wodurch neben der Werkstoff- eine zusätzliche Gefügeabhängigkeit in die Beanspruchungsmehrachsigkeit einfließt.

4.2.9 Incremental Step Test (dehnungsgeregelter Versuch)

Die unter Abschnitt 3.2.1 gelisteten ungekerbten Probestäbe beider Gefügestände wurden zur Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve via IST herangezogen, wobei die statischen Zugversuche (s. Abbildung 4.1) als Orientierung dienten. Für das duktilere Schmiedegefüge wurden Versuche auf drei Horizonten mit maximalen Dehnungsamplituden ε_a von 0.6% , 0.8% und 1.2% durchgeführt. Die martensitischen Proben wurden mit ε_a von 0.6% und 0.8% beaufschlagt. Die Prüffrequenz betrug $f = 0.2\text{ Hz}$. Das genutzte Prüfsignal war sinusförmig. Durch die zusätzliche Messung der sich einstellenden Prüfkraft ergaben sich Spannungs-Dehnungshysteresen, welche für die zyklische Spannungs-Dehnungskurve bei halber Anriss-Schwingspielzahl ausgewertet wurden. Die Anriss-Schwingspielzahl definierte sich bei 10% Kraftabfall. Durch das Auftragen der sich im ersten Quadranten einstellenden Hystereseumkehrpunkte bei gleichzeitiger Gegenüberstellung zur zügigen Spannungs-Dehnungskurve lässt sich das zyklische Ver- oder Entfestigungsverhalten bestimmen [Hai06, Rad07]. Innerhalb Abbildung 4.23 sind pro Temperaturniveau repräsentative Umkehrpunkte der Spannungs-Dehnungshysterese aller IST-Grundgefügeuntersuchungen aufgeführt. Zur Abwägung des Ver- oder Entfestigungsverhaltens wurden die Datenpunkte via der Methode der kleinsten Qua-

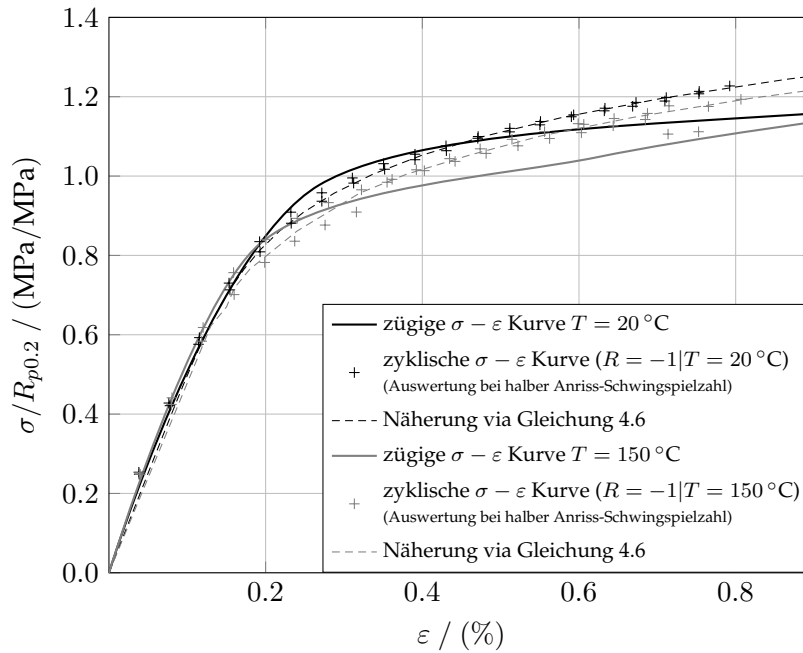


Abb. 4.23: Incremental Step Test, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge/ungehärtet), ungekerbt, polierte Oberfläche R_{z1} , $T = 20\text{ °C}$ & $T = 150\text{ °C}$

drate durch den Dreiparameteransatz (s. Gleichung 4.6) nach RAMBERG-OSGOOD [Ram43] genähert.

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{1/n'} \quad (4.6)$$

Es lässt sich bei Raumtemperatur und $T = 150\text{ °C}$ durch die Stabilisierung oberhalb der zügigen Spannungs-Dehnungskurve ein zyklisch verfestigendes Werkstoffverhalten experimentell feststellen. In Analogie zu den bisherigen Ausführungen sind in Abbildung 4.24 zwei typische Versuchsverläufe des IST für Martensit ersichtlich. Während der durchgehärteten Probe bei Raumtemperatur ein zyklisch entfestigendes Verhalten zuzuschreiben ist, zeigt die Näherung der Hysterespunkte durch RAMBERG-OSGOOD bei hoher Temperatur kein explizites Ver- oder Entfestigen auf.

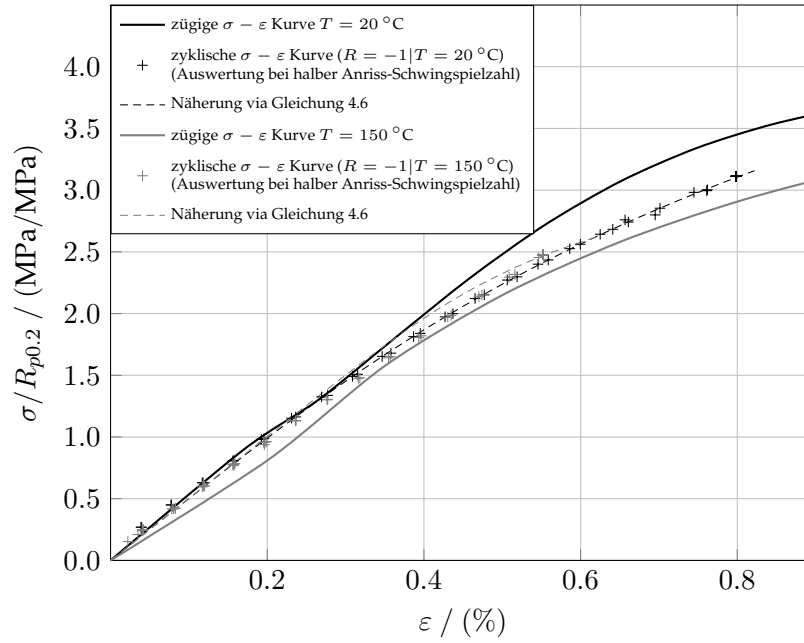


Abb. 4.24: Incremental Step Test, AFP Stahl 1.1303 (Martensit/gehärtet), ungekerbt, polierte Oberfläche R_{z1} , $T = 20\text{ °C}$ & $T = 150\text{ °C}$

4.3 Eigenspannungszustände der Werkstoffgefügezustände

Folgende Ausführungen zeigen die Ergebnisse der unter Abschnitt 3.3.2 dargelegten röntgenografischen Eigenspannungsmessung. Der Fertigungshistorie bedingt weisen induktiv rand-schichtgehärtete Bauteile Druckeigenspannungen in den randnahen Oberflächenschichten auf, welche schwingfestigkeitssteigernde Effekte erzielen (s. Abschnitt 2.5, [Nar99]). Zur anschließenden Überprüfung der Anwendbarkeit der herausgeprüften Schwingfestigkeiten bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW sowie zum Studium der fertigungsbedingten Probeneigenspannungshistorie wurde innerhalb der Probenfertigung stichprobenartig zwischen den Fertigungsschritten der Eigenspannungszustand gemessen.

4.3.1 Eigenspannungstiefenprofile der ungehärteten Proben

Zur Charakterisierung wurden die Eigenspannungskomponenten in Axial- und Umfangsrichtung im kritischen Querschnitt bei $l/2$ gemessen. Da die messtechnische Erfassung der Eigenspannungen im Kerbgrund anhand der vorgegebenen Probenform aus Abbildung 3.6 nicht realisierbar war, wurde für die röntgenografische Vermessung der Kerböffnungswinkel minimal vergrößert. Diese Kerbproben wurden nicht für weitere Schwingfestigkeitsuntersuchungen herangezogen.

Abbildung 4.25 zeigt die auf die Streckgrenze normierten Eigenspannungstiefenverläufe der abgedrehten Proben. Das duktilere Grundgefüge weist bei beiden Geometrien überwiegend minimale Druckeigenspannungen im Randbereich auf, welche ab rund 0.1 mm Abstand von der Oberfläche in ein betragsmäßig niedrigeres Zugeigenspannungsniveau umschwenken. Die Niveaus der Eigenspannungskomponenten in Axial- und Umfangsrichtung bleiben hierbei auf einem Wert nahe 0 MPa, was im vorliegenden Fall auf einen vernachlässigbaren Eigenspan-

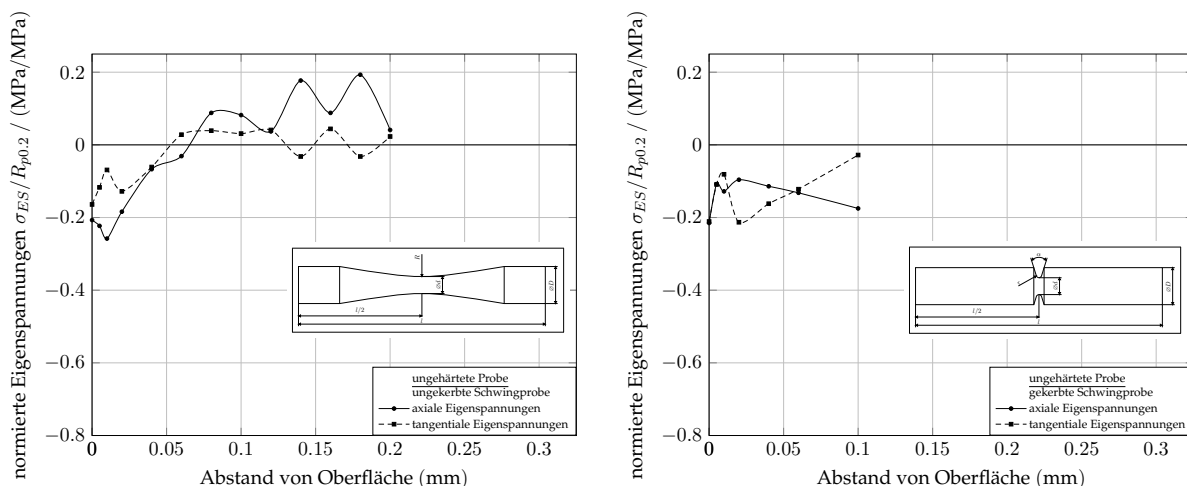


Abb. 4.25: Eigenspannungstiefenprofile der ungehärteten Geometrien (Schwingproben)

nungszustand hindeuten lässt. Unterstützend wirkt in diesen Bereichen die vom Eigenspannungsmessgerätehersteller angegebene normierte Messgenauigkeit von ca. ± 0.07 MPa/MPa. Die Eigenspannungsmessung der gekerbten Grundgefügeprobe wurde bei einer Tiefe von 0.1 mm vorzeitig abgebrochen, da empirisch und literaturbedingt [Tie82] mit keinen weiteren betragsmäßig höheren Druck- oder Zugeigenspannungen zu rechnen ist. Des Weiteren wurden

Eigenspannungstiefenverläufe an den gedrehten Geometrien, welche zur Ofenhärtung heranzuziehen sind, angefertigt, wo bis zu einer Tiefe von 0.3 mm analoge Tendenzen auftraten (s. Abbildung 4.26).

4.3.2 Eigenspannungstiefenprofile je Fertigungsschritt der gehärteten Proben

Nach Abbildung 3.5 umfasst die Probenfertigung der martensitischen Geometrien zwei zusätzliche Messoptionen vor dem endbearbeiteten Zustand. Die Probengeometrie, welche für die Ofenhärtung vorgesehen ist, weist gegenüber dem Endzustand ein Offset sowie einen Aufnahmezapfen für die Drehmaschine auf, wobei die drehenden Fertigungsparameter zum jeweiligen ungehärteten Äquivalent ident sind.

Abbildung 4.26 veranschaulicht die Eigenspannungstiefenverläufe der offsetbehafteten Probenformen nach dem drehenden sowie vor dem Vergütungsprozess. Die Verläufe ähneln denen der gedrehten Grundgefügeschwingproben, wobei die maximalen Druckeigenspannungen minimal höher sind. Die Messkurven ab einer Tiefe von rund 0.15...0.20 mm Abstand von der Oberfläche bestätigen die in Abschnitt 4.3.1 angedeuteten Zugeigenspannungen um 0 MPa. Nach erfolgter Vergütung der Probekörper (s. Abschnitt 3.2) liegen im Randbereich des

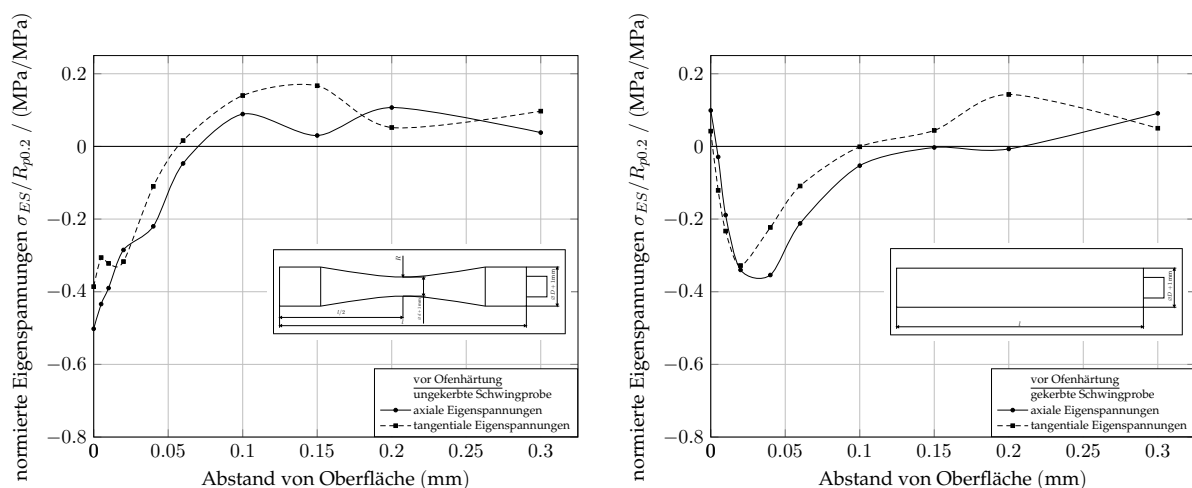


Abb. 4.26: Eigenspannungstiefenprofile der zu härtenden Geometrien vor der Vergütung

Martensits Zugeigenspannungen vor. Die Eigenspannungstiefenverläufe bis zu einem Abstand von 0.1 mm zur Bauteiloberfläche sind in Abbildung 4.27 dargestellt. Der charakteristische Zugeigenspannungszustand im Randbereich entsteht durch die schnelle Abkühlung randnaher Materialbereiche während des Abschreckprozesses. Die Temperaturreduktion bewirkt eine Kontraktion der Randschicht, wodurch sich Zugeigenspannungen bis zum Erreichen der Martensitumwandlung aufbauen. Der Umwandlungsprozess im Martensit beinhaltet eine Volumendilatation, wodurch sich die Randzugspannungen senken. Mit zeitlichem Versatz setzt die martensitische Phasenumwandlung des Kernmaterials ein, was wiederum den Rand solange entlastet bis dieser durch die abgeschlossene Phasentransformation starr der Kerndehnung gegenübersteht. Letzteres verursacht eine erneute Spannungsumkehr bis zum finalen Temperaturengleich der Probe, wobei, wie durch die Messungen ersichtlich, der Randmartensit zugeigenspannungsbehaftet ist. Folglich sind durch den Zwang eines inneren Gleichgewichts im gesamten Kernbereich niedrigere Druckeigenspannungen zu erwarten [Tie82].

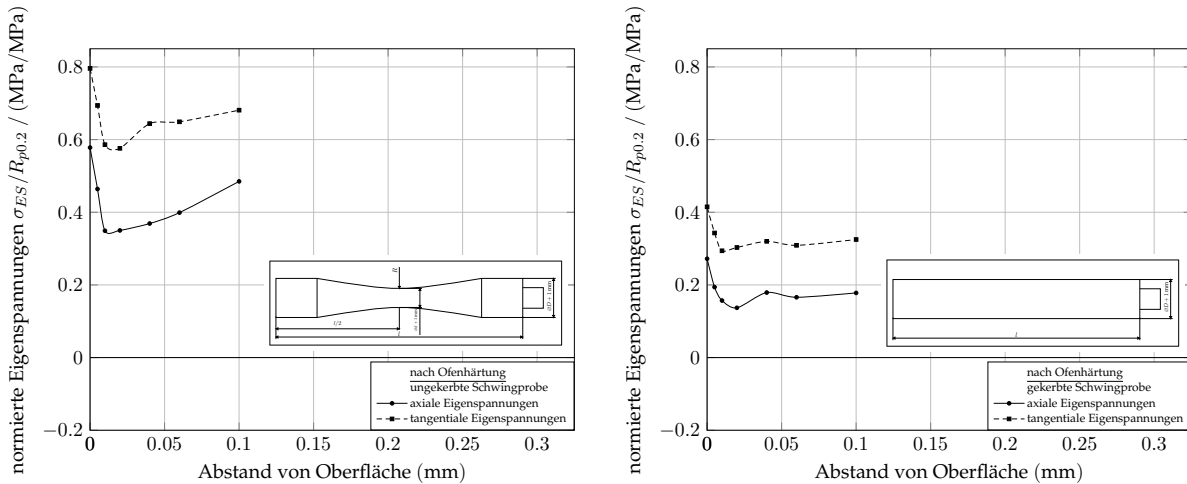


Abb. 4.27: Eigenspannungstiefenprofile der zu härtenden Geometrien nach der Vergütung

Nach erfolgter Vergütung schließt sich ein erneuter Schleifprozess an. Aufgrund der gesteigerten Materialhärte kommen andere Schleifwerkzeuge im Vergleich zu den duktileren Grundgefügeproben zum Einsatz, welche den Eigenspannungszustand beeinflussen [Jav08, Kle06, Rie08, Tie82]. Abbildung 4.28 listet die Eigenspannungstiefenprofile der abgedrehten Geometrien auf. Die Kerbprobe weist hier erneut einen größeren Kerböffnungswinkel auf, welche ausschließlich für die Eigenspannungsmessungen angefertigt wurde. Die an jeweils zwei unterschiedlichen Proben gemessenen Tiefenverläufe besitzen anfangs ein betragsmäßig hohes Druckeigenspannungsplateau, welches ab einer Tiefe von rund 0.3 mm bis 1.3 mm in ein niedriges Zugeigenspannungsniveau übergeht. Weitere Messungen (s. Anhang D) bestätigen die vorliegende Probeneigenspannungscharakteristik, welche innerhalb der erzielten Schwingfestigkeiten gegenzurechnen ist, um reine Gefügeschwingfestigkeiten zu erhalten. Zusammenfas-

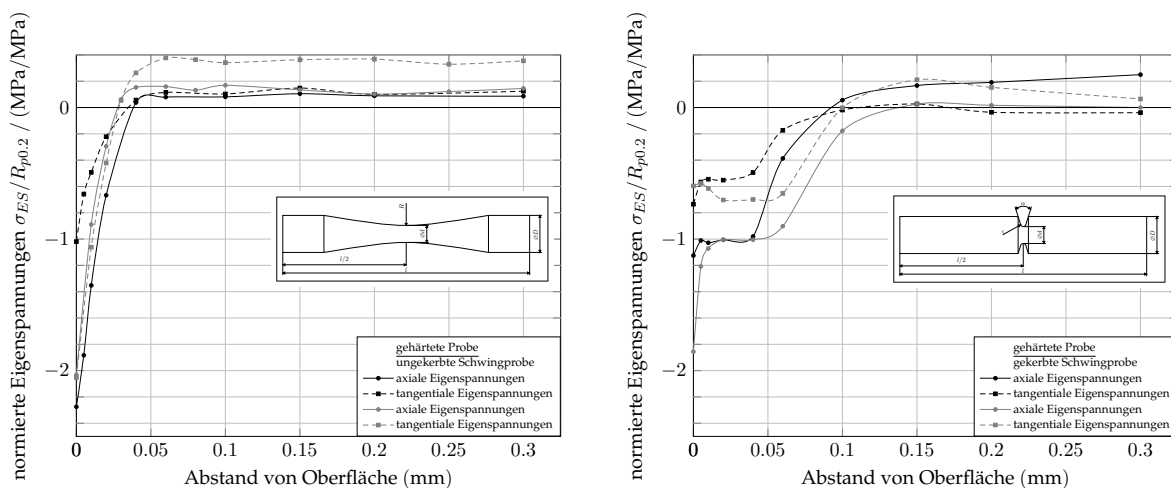


Abb. 4.28: Eigenspannungstiefenprofile der gehärtenden Geometrien (Schwingproben)

send ist festzustellen, dass der drehende Bearbeitungsprozess bei den Martensitproben durch den Abtrag der zugeigenspannungsbehafteten Probenrandschicht und den Meißeleingriff in nicht vernachlässigbaren Druckeigenspannungen resultiert.

Die Eigenspannungstiefenprofile des ungehärteten Grundgefüges werden aufgrund der vergleichsweise kleinen Druckeigenspannungsniveaus am Probenrand zu keiner Korrektur der Gefügeschwingfestigkeiten herangezogen.

4.3.3 Eigenspannungstiefenprofile der induktiv gehärteten Kurbelwellenlager

Kurbelwellen, welche an den Lagerbereichen mit einem Induktionshärteprozess vergütet wurden, zeichnen sich im Härtegefüge durch schwingfestigkeitssteigernde Druckeigenspannungen aus. Der Eigenspannungsverlauf in Bauteiltiefenrichtung wechselt innerhalb der Gefügeübergangszone zum duktileren Grundmaterial in der Regel in betragsmäßig kleinere Zugeigenspannungen [Fro06, Gru01, Gru03].

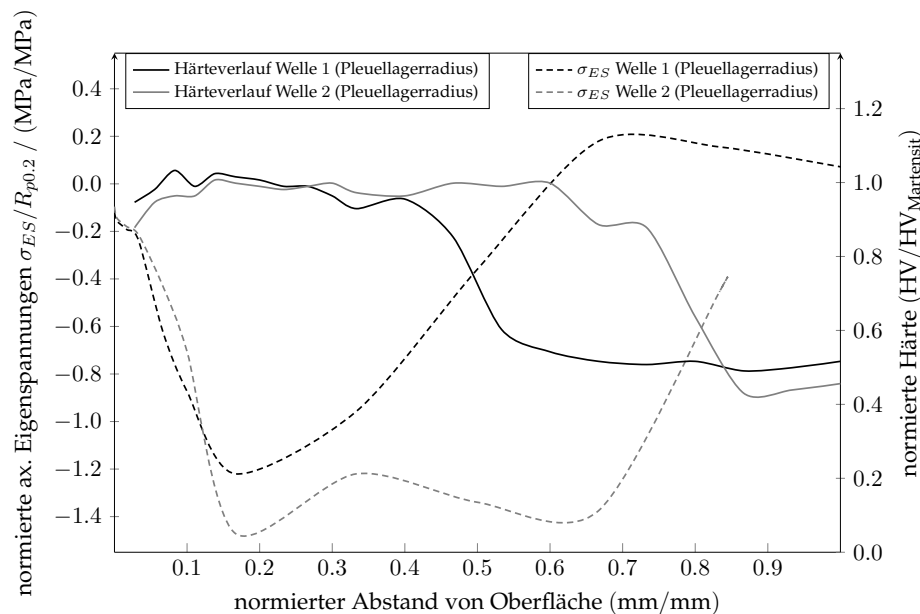


Abb. 4.29: Eigenspannungstiefen- und Härteprofile zweier Kurbelwellen in der Pleuellagerhohlkehle

Zur Verifikation des Eigenspannungszustands von induktiv gehärteten Kurbelwellen liegen Daten zu unterschiedlichen Einhärtetiefen vor. Abbildung 4.30 zeigt schematisch die Messstartposition zur Ermittlung des Eigenspannungstiefenprofils in der Lagerhohlkehle eines Pleuellagers. Die Messung erfolgt tangential entsprechend der vorliegenden Kerbform in Bauteiltiefenrichtung. Bei der Überlagerung von belastungsinduzierten Spannungen aufgrund von Biegung einer Kröpfung (s. Abbildung 6.15) und fertigungsprozessbedingten Eigenspannungen üben die axialen Eigenspannungstensorcomponenten einen erheblichen Einfluss aus. Wie in Abbildung 4.29 ersichtlich ergeben sich je nach Einhärtetiefe bzw. Martensitvorkommen unterschiedliche Eigenspannungstiefenprofile. Innerhalb der Darstellung sind die Härteverläufe

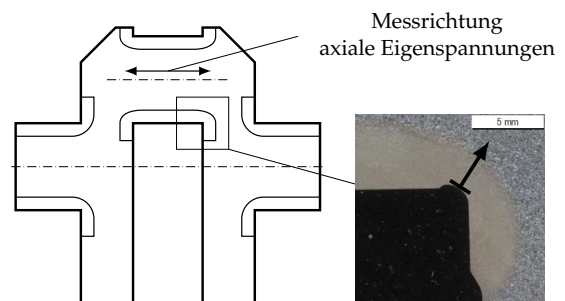


Abb. 4.30: Messrichtung Eigenspannungen

auf die maximale Martensithärte der Randschicht und die Eigenspannungen auf die Streckgrenze des Kurbelwellengrundgefüges normiert. Der Darstellung ist zu entnehmen, dass die betragslich hohen Druckeigenspannungen der Randschicht mit dem Übergang zum duktileren Grundwerkstoff und gleichzeitigem Härteabfall in den Zugbereich wechseln. Auch wenn für die zweite Kröpfung hier nicht der komplette Wechsel in den Zugeigenspannungsbereich als Messung vorliegt, ist der Verlauf analog zum ersten Bauteil.

4.3.4 Zyklische Stabilität von Eigenspannungsmessungen

Den Abschluss der röntgenografischen Eigenspannungsmessungen bilden stichprobenartige Untersuchungen der Entwicklung mit zunehmender Lastwechselzahl von axialer sowie tangentialer Eigenspannungstensor Komponente an ungekerbten Proben beider Gefügestände. In Analogie zu den bisherigen Verläufen (s. Abbildung 4.25 links) befindet sich der Oberflächenmesspunkt der *Stundenglas*-Proben innerhalb des geringsten Querschnittes. Um eine Aussage hinsichtlich der Stabilität von Eigenspannungen auf die *Dauerfestigkeit* zu ermöglichen, wurden exemplarisch Durchläuferniveaus des Umlaufbiegeversuchs (s. Abbildung 4.9) vor Versuchsbeginn sowie nach $N = 100\,000$, $500\,000$ und $5\,000\,000$ LW vermessen. Die marginal streuenden Ergebnisse zeigen eine maximale normierte Abweichung von rund $\pm 0.09 \dots 0.15$ MPa/MPa der axialen und rund $\pm 0.01 \dots 0.05$ MPa/MPa der tangentialen Eigenspannungstensor Komponente (s. Abbildung 4.31), wodurch die Messergebnisse im Messgenauigkeitsbereich liegen und folglich als zyklische Mittelspannungen über die gesamte Lebensdauer im HCF Bereich für die vorliegende Kurbelwelle erachtet werden. Relaxationsmodelle für Eigenspannungen wie u.a. in [Zaa09] gelistet, finden in den weiteren Ausführungen somit keine Anwendung.

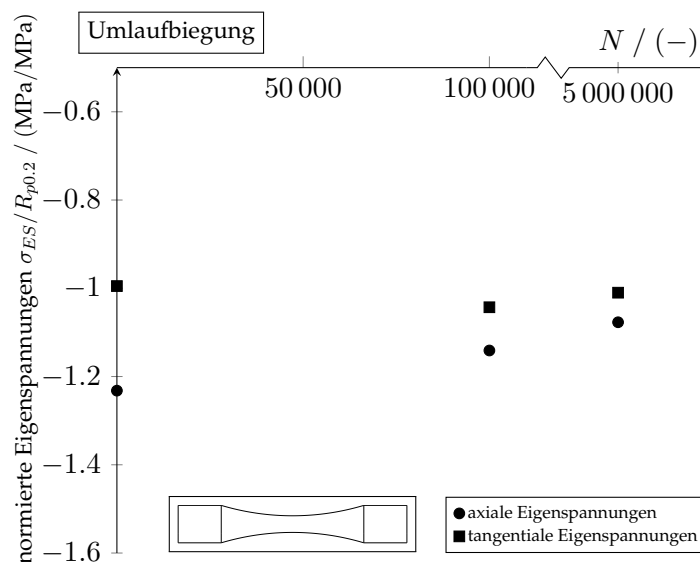


Abb. 4.31: Zyklische Eigenspannungsstabilität unter Umlaufbiegung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche

5 Simulative Abbildung eines repräsentativen Bauteileigenspannungszustands der induktiv gehärteten Kurbelwelle

Neben der experimentellen Befundung der vorliegenden Materialgefüge einer induktiv rand-schichtgehärteten Kurbelwelle hinsichtlich Schwingfestigkeitscharakteristik befasst sich die vorliegende Arbeit mit einer industriell umsetzbaren Herleitung eines Simulationsmodells, welches den repräsentativen Eigenspannungszustand der komplexen Geometrie der jeweiligen Lagerbereiche numerisch nähert. Wie in Abschnitt 2.5.2 angedeutet, existieren in der Literatur bereits FEM-basierte Rechenmodelle, welche unterschiedliche Software- sowie Schnittstellenlösungen zur Kopplung der elektromagnetischen, thermischen und mechanischen Prozesse einer induktiven Randschichthärtung vereinen. Aufgrund des vorliegenden Bauteilbezugs zzgl. transienten Temperaturmessdaten während des Lagerhärtens und dem Fokus auf industrielle Anwendbarkeit der Simulationsmethodik wurde die Modellierung in der kommerziellen Software Abaqus/Standard durchgeführt, ohne die Herleitung der elektromagnetischen Prozesse zu berücksichtigen. Zur Entwicklung des transienten Temperaturfeldes innerhalb der Kurbelwelle wurde auf Ersatzwärmequellen zurückgegriffen. Durch die Nutzung von unterschiedlichen temperaturabhängigen Materialparametern innerhalb der spannungsmechanischen Modellierung schließt sich durch die Beaufschlagung des errechneten instationären Temperaturfeldes als Randbedingung ein zweiter Berechnungsschritt an. Somit liegt eine thermisch und spannungsmechanisch entkoppelte Abfolge vor, welche in unterschiedlichen FEM-Softwarelösungen anwendbar ist. Im Folgenden wird ein kurzer Überblick über den Induktionshärtungsfertigungsprozess an Kurbelwellenlagern gegeben, um anschließend die Modellierungsschritte für die thermische und mechanische Simulation aufzuzeigen.

5.1 Induktionshärtungsprozess der Kurbelwellenlagerbereiche

Nachfolgend wird der in Abbildung 2.11 angedeutete Fertigungsschritt des Randschichthärtens für das Serienbauteil vertieft. Die Komplexität der Kurbelwellengeometrie und Zugänglichkeit dazugehöriger Lagerbereiche resultiert in zusätzlichen Fertigungsschwierigkeiten für einen ohnehin nach möglichst kurzen Taktzeiten strebenden Fertigungsschritt [Con03, Con04]. [Dap08] zeigt typische Induktorformen, wie sie für Kurbelwellen eingesetzt werden. Der induktive Erwärmungsprozess wird im Bauteil durch eine Halbschale pro Lager erzielt, wobei nach Prozessbeginn die Kurbelwelle mit konstanter Geschwindigkeit rotiert, um ein über den Lagerumfang konstantes Hochheizen der Lagerrandschicht zu gewährleisten. Die außerhalb der Hauptlagerachse ($\hat{=}$ Spannfutterachse) befindlichen Pleuellager (s. Anhang A) erfordern hierbei eine zusätzliche kreisförmige Prozessführung mit dem Hubradius der jeweiligen Kurbelwelle. Da der Randschichthärtungsvorgang mit Bauteileigenspannungen sowie Verzug aufgrund der Gefügeumwandlung gekoppelt ist, können folgende Eigenschaften maßgeblich zu einem weiteren Bauteilverzug je nach Kurbelwellenbauart führen:

- ▷ räumliche Orientierung der verschiedenen Pleuellager,

- ▷ Grad der Haupt- und Pleuellagerüberdeckung,
- ▷ Dicke der Pleuellagerwangen [Dap08],
- ▷ Durchmesser beider Lagerbereiche sowie
- ▷ Härtereihenfolge aller Pleuellager.

Die für die Probenfertigung (s. Abschnitt 3.2) genutzte Pleuellagerkurzelwelle inkl. minimalem Lagermaterialoffset erfährt zuerst die induktive Randschichthärtung der Pleuellager, wonach sich der Prozess für die Hauptlager anschließt. Der Erwärmvorgang unterscheidet sich lediglich von den genutzten Energieeinträgen in den beiden Lagerbereichen und ist durch je sechs Wellenrotationen gekennzeichnet. Die Anzahl an Wellenrotationen, Heizzeiten und Härtereihenfolgen variieren je nach Wellentyp. Nach dem Hochheizen folgt der aktive Abkühlprozess mit einem Abschreckmedium auf Polymerbasis. Die kurzen Abschreckzeiten der Randschicht garantieren i.d.R. ein martensitisches Randgefüge.

Temperaturmessungen der Pleuellagerbereiche

Vorhandene Temperaturmessungen zum Induktionshärtprozess an ähnlichen Pleuellagerkurzelwellen erlauben die Kalibrierung und anschließende Verifizierung des anzufertigenden thermischen Simulationsmodells. Die Messungen beinhalten den zeitlichen Verlauf der Pleuellagertemperatur in unterschiedlichen Abständen von der Lageroberfläche. Die Bestückung durch Thermoelemente an jeweils gegenüberliegenden Tiefenmesspunkten über den Durchmesser erlauben die Analyse der zeitlich transienten Wärmeinträge aufgrund der Halbschalenform des Induktors. Abbildung 5.1 zeigt beispielhaft die seitlich in die Pleuellagerkurzelwellenwange eingebohrten und mit fünf markierten Messsensoren bestückten Kanäle. Der Messumfang umfasste je drei Härtevorgänge pro Pleuellager- und Hauptlager an der geometrisch identen Pleuellagerkurzelwellengeometrie. Ein repräsentatives Ergebnis aller durchgeführten Temperaturmessungen für ein Pleuellager ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Die in der Darstellung zu findenden Messwerte sind auf die Austenitisierungstemperatur $T_{AC,3}$ und Gesamtversuchsmesszeit t_{Ende} normiert worden. Die Temperatur-Zeit-Verläufe liegen für zwei unterschiedliche Abstände von der Lageroberfläche und einen Messpunkt direkt auf der Lagerachse (*Kern*) vor. Wie in der Grafik ersichtlich, sind die Messpunkte der Tiefe b weiter von der Oberfläche entfernt als die der Tiefe a . Innerhalb des Erwärmvorgangs sind sechs Wellenumdrehungen aufgrund der sukzessiv steigenden Temperaturkurven ablesbar. Nach dem Ende des induktiven Erwärmens schließt sich direkt der aktive Abschreckvorgang an. Im Gegensatz zur Heizphase sind keine markanten Stufen erkennbar, wodurch sich auf die jeweilige Kontaktregion der Messpunkte mit Kühlmittel schließen ließe. Der zeitliche Temperaturverlauf des Lagerachsenmessensors bekräftigt den Randschichthärtprozess, da der Temperaturanstieg zunächst zeitlich verzögert und dessen Spitzentemperatur während des Kühlvorgangs auftritt, wobei ein abflachender Temperaturgradient bereits zu Beginn der Abschreckphase ersichtlich ist. Mit dem zeitlichen Ende der Kühlphase pegeln sich sämtliche Messstellen auf ein gemeinsames Temperaturniveau ein. Die Komponententemperatur sinkt anschließend außerhalb der angegebenen Messung erneut auf die anfängliche Raumtemperatur ab. Stellvertretend für ein Pleuellagerhauptlager lässt sich in Abbildung 5.3

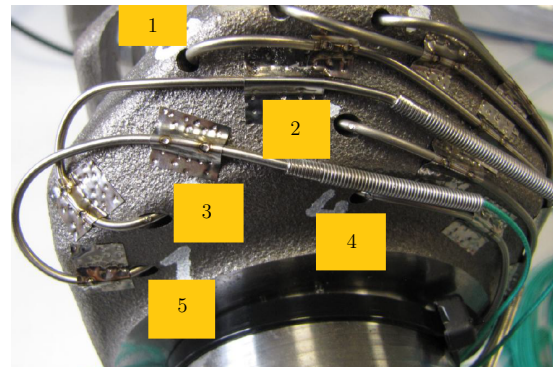


Abb. 5.1: Temperaturmessung Pleuellager

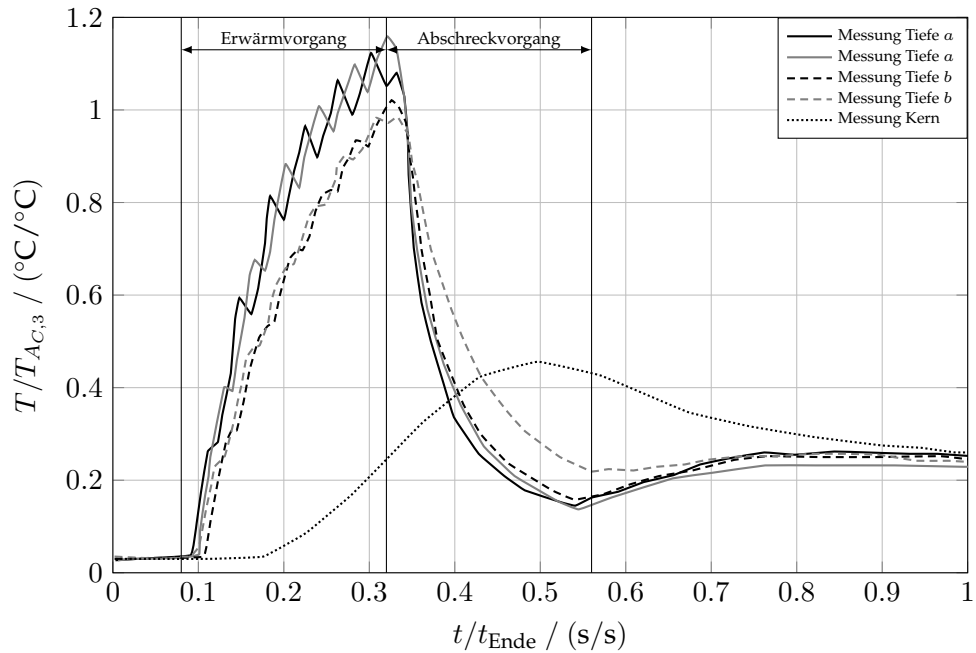


Abb. 5.2: Temperatur-Zeit-Verlauf beim induktiven Härten (Pleuellager)

ein ähnlicher Temperatur-Zeit-Verlauf entnehmen, wobei sich aufgrund der Hauptlagerbreite in Kombination mit einem geänderten Energieeintrag niedrigere Spitzentemperaturen an den Messpositionen einstellen. Ferner ist ein fertigungsprozessbedingter zeitlicher Versatz zwischen Heiz- und Kühlphase ersichtlich.

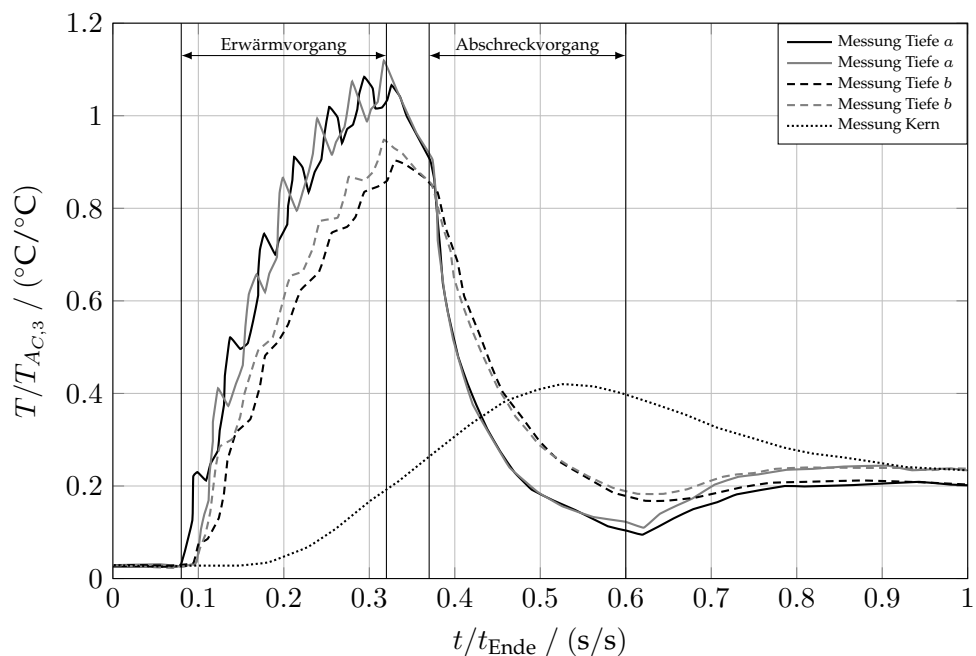


Abb. 5.3: Temperatur-Zeit-Verlauf beim induktiven Härten (Hauptlager)

5.2 Thermische Modellierung

5.2.1 Werkstoffdaten zur thermischen Modellierung

Die anschließende Berechnung der Makroelastizitäten basiert maßgeblich auf dem transienten Temperaturfeld im Bauteil. Unter der vereinfachten Annahme, dass Ersatzwärmequellen für die Temperaturverteilung verantwortlich sind, entfallen Betrachtungen zu den elektromagnetischen Bauteileigenschaften, wodurch sich die relevanten Materialparameter zur thermischen Modellierung auf die Wärmeleitfähigkeit λ und spezifische Wärmekapazität c konzentrieren.

Wärmeleitfähigkeit

Namensbedingt charakterisiert diese Stoffeigenschaft einen Werkstoff hinsichtlich einer isolierenden oder der gegenteiligen Anwendung. Metalle besitzen i.d.R. eine gute Wärmeleitfähigkeit, was durch das Vorhandensein sowie die Beweglichkeit der freien Elektronen begründet wird. Mit der Zunahme der Temperatur sinkt die Leitfähigkeit [Bar12, Fra53, Gol84]. [Bar14] veröffentlicht den für Induktionshärtesimulationen genutzten temperaturabhängigen Verlauf für den Vergütungsstahl 50CrMo4, welcher im Abgleich mit Messergebnissen von Zahnrädern zufriedenstellende Temperaturfelder erzielt. Auf der Grundlage des Werkstoffdatenblattes des vorliegenden AFP Stahls inklusive der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur wurde der zu erwartende Verlauf an die temperaturabhängigen Daten von [Bar14] adaptiert (s. Abbildung 5.4).

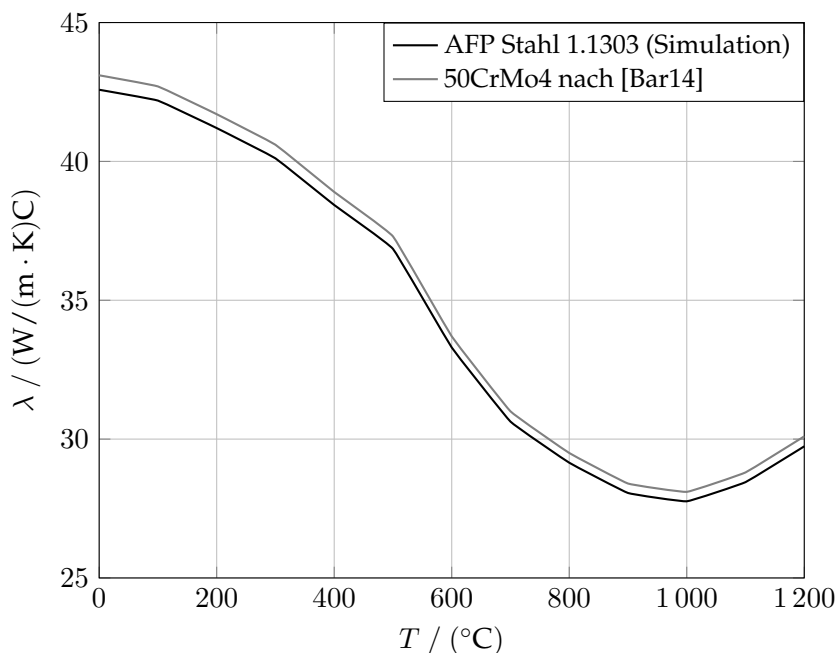


Abb. 5.4: Wärmeleitfähigkeit für Vergütungsstähle

Spezifische Wärmekapazität

Gemäß Definition (s. Gleichung 5.1) gleicht die spezifische Wärmekapazität einem notwendigen Energiemaß ΔE , um eine Masse $m = 1 \text{ kg}$ eines Stoffes um ein Temperaturdelta von $\Delta T = 1 \text{ K}$ zu erwärmen bzw. abzukühlen. Zur Bestimmung dieser Werkstoffgröße wird die dynamische Differenzkalorimetrie herangezogen.

$$c = \frac{\Delta E}{m \cdot \Delta T} \quad \left(\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right) \quad (5.1)$$

Die von der Firma *Transvalor S.A.* zur Verfügung gestellten temperaturabhängigen Daten (+) für den AFP Stahl mit der chemischen Zusammensetzung aus Tabelle 3.1 sind Abbildung 5.5 zu entnehmen. Für Vergütungsstähle ist ein mit zunehmender Temperatur monoton steigender Verlauf der spezifischen Wärmekapazität charakteristisch [Aig16, Gol84, Sch12]. Ein Maximum stellt sich bei der CURIE-Temperatur ein, wobei der Werkstoff oberhalb dieser Temperatur seine ferromagnetischen Eigenschaften verliert und paramagnetisch wird. Nach der Überschreitung der CURIE-Temperatur sinkt die spezifische Wärmekapazität schlagartig ab und steigt anschließend mit zunehmender Temperatur erneut an, wobei deren Anstieg geringer als in dem Temperaturintervall von $0 \dots 600 \text{ }^\circ\text{C}$ ist. Die in der Literatur verfügbaren Verläufe für die vergleichbaren Schmiedestähle 42CrMo4 (s. [Sch12]) oder 50CrMo4 (s. [Bar14]) plausibilisieren die dargestellte Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität. Zur Gewährleistung der numerischen Konvergenz wurde im vorliegenden Fall der Bereich um den signifikanten Spitzenwert bei $T \approx 760 \text{ }^\circ\text{C}$ geglättet und in Anlehnung an [Bar14] adaptiert.

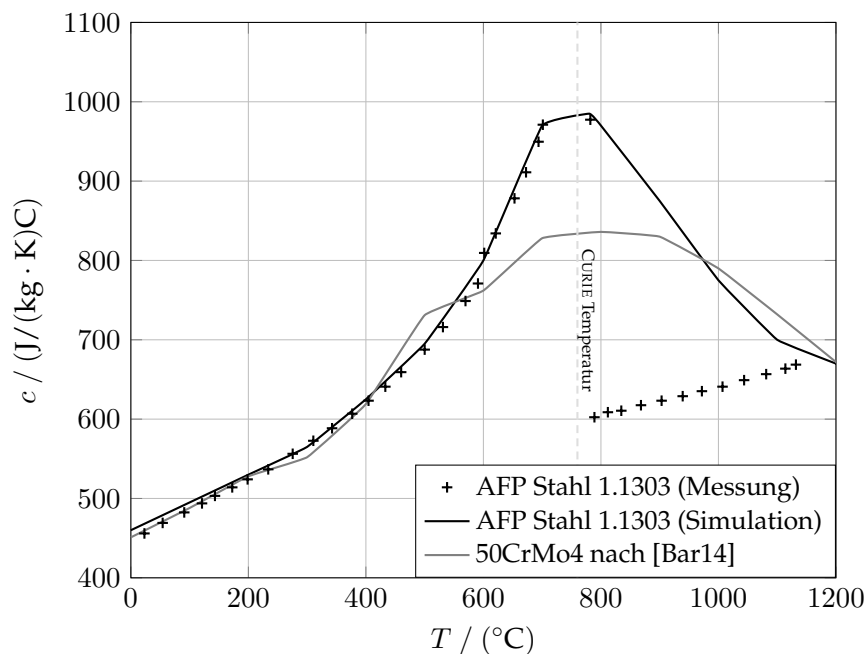


Abb. 5.5: Spezifische Wärmekapazität für Vergütungsstähle

5.2.2 Thermische Modellierung in Abaqus/Standard

Wie im Grundlagenkapitel 2.5.2 dargestellt, sind die gegenseitigen Abhängigkeiten von Temperatur, Strukturmechanik und Mikrostruktur komplex. Da die thermischen Rückkopplungs-

effekte der Verformungswärme und Umwandlungsplastizität marginal gegenüber den im Bauteil elektrisch induzierten Temperaturen sind [Arg82, Sch12], erfolgt die entkoppelte Betrachtung von Temperatur- und Verschiebungsfeld.

Innerhalb der technischen Thermodynamik sind Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung als Transportvorgänge von thermischer Energie beschrieben. Für den Wärmetransport via Leitung und Konvektion wird ein stofflicher Energieträger vorausgesetzt. Demgegenüber steht der Energietransport via Strahlung, was physikalisch einer emittierenden Übertragung elektromagnetischer Wellen gleicht. Der reale Wärmetransportvorgang basiert meist auf einer Kombination der genannten Mechanismen, wobei die Wärmeleitung im Bauteilinneren metallischer Werkstoffe dominiert. Der Fall der induktiven Erwärmung der Kurbelwellenlagerbereiche wird folglich auf eine instationäre Wärmeleitung reduziert. Das transiente Temperaturfeld wird durch die numerische Lösung des FOURIERSCHEN ERFAHRUNGSGESETZES [Fou22] dargestellt:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \nabla^2 T + \frac{\dot{q}}{\rho c} \quad (5.2)$$

Die Nutzung der Differentialgleichung im dreidimensionalen kartesischen Koordinatensystem bedeutet für den Differentialoperator ∇^2 :

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \quad (5.3)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{\dot{q}}{\rho c} \quad (5.4)$$

Die inhomogene lineare partielle Differentialgleichung zweiter Ordnung setzt sich aus Temperatur T , spezifischer Wärmekapazität bei konstantem Druck c , Werkstoffdichte ρ , Wärmeleitfähigkeit λ und volumenbezogener Wärmestromdichte \dot{q} zusammen [Els85].

Neben der Bauteilerwärmung ist der Abkühlprozess entscheidend für die in Abbildung 5.2 visualisierten Temperaturverläufe der Kurbelwellenlagerbereiche. Die aktive Kühlung durch *Aquatensid* bewirkt einen Wärmetransport durch (erzwungene) Konvektion. Der resultierende Wärmestrom zwischen Lageroberfläche (Körper) und Fluid ist quantitativ durch das NEWTONSCHE WÄRMEÜBERGANGSGESETZ beschreibbar, wobei der Wärmeübergangskoeffizient α als Proportionalitätsfaktor Anwendung findet.

$$\dot{q} = \alpha \cdot (T_K - T_F) \quad (5.5)$$

Die Stoffkonstante ist von einer Vielzahl von Einflussfaktoren wie Strömungsgeschwindigkeit, Dichte, Viskosität etc. abhängig. Die mathematisch deduktive Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten führt zwangsläufig zu einem Differentialgleichungssystem basierend auf den hydrodynamischen Grund- sowie Energietransportgleichungen, welches nur in wenigen Fällen eine analytisch geschlossene Lösung erlaubt. Experimentelle Untersuchungen basierend auf der Ähnlichkeitstheorie des Wärmeübergangs sind in der Literatur für zahlreiche Festkörper-Fluidkombinationen vorhanden, wobei eine Auswahl in Tabelle 5.1 aufgelistet ist [Els85]. Zur simulativen Nachbildung der transienten Temperaturverläufe liefern Wärmeverluste durch Konvektion und Strahlung keine großen Beiträge, wodurch im Folgenden ausschließlich die durch Luft auftretende freie Konvektion abseits der Prozesse der induktiven Bauteilerwärmung und aktiven Lagerkühlung mit $\alpha = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ angewendet wird. Die durch das Wasser-Polymergemisch auftretende erzwungene Konvektion der Lageroberflächen

Tab. 5.1: Wärmeübergangskoeffizienten unterschiedlicher Literaturquellen

Beschreibung	α (W/(m ² · K))	Literatur
Wasser (freie Konvektion)	70 ... 700	[Cer90, Her06, Kuc14]
Wasser (erzwungene Konvektion)	600 ... 12 000	[Cer90]
Polymer-Wassergemisch (erzwungene Konvektion)	1 500 ... 9 000	[Sch12]
Luft (freie Konvektion)	2 ... 10	[Her06]
Luft an Metallen (freie Konvektion)	3.5 ... 35	[Kuc14]

liefert mit $\alpha = 12\,000\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ mit dem realen Versuch vergleichbare Temperaturgradienten und liegt somit in der durch die Literatur vorgeschlagenen Größenordnung. Analoge simulative Untersuchungen für Kurbelwellenlagerbereiche zur Verlustleistung durch Wärmestrahlung mit literaturtypischen Emissionsgraden (s. [Sch12]) ergeben Temperaturabweichungen von $\Delta T \approx \pm 3^\circ\text{C}$, weshalb Strahlungsverluste in den Folgebetrachtungen vernachlässigt werden.

Simulative Abbildung des Wärmeeintrags

Die Nachbildung der transienten Temperaturfelder durch den Induktionshärtevorgang bei elektrisch leitfähigen Stählen basiert auf der numerischen Lösung der MAXWELL-Gleichungen mit anschließender Kombination der elektromagnetischen Größen mit dem Konstitutivverhalten des Materials [Leh18]. Für weiterführende Betrachtungen der Wechselwirkungen von elektrisch leitfähigen Materialien mit elektromagnetischen Feldern wird an dieser Stelle auf die Literatur verwiesen [Aig16, Bar14, Leh18, Sch12]. Der durch elektromagnetische Induktion in das Bauteil eingetragene Wärmestrom \dot{Q} richtet sich u.a. nach der angelegten Induktorspannung U und Stromstärke I . Durch eventuelle Wärmeverluste in Form von Strahlung oder Konvektion sowie einer möglichen Induktorerhitzung ist die Induktorleistung direkt mit einem maschinentypischen Wirkungsgrad η zu berücksichtigen [Gol84]:

$$\dot{Q} = \eta \cdot U \cdot I \quad (5.6)$$

$$\sum_{i=1}^n \dot{Q}_i = \eta \cdot U \cdot I \quad (5.7)$$

[Gol84] schlägt für ähnliche wärmestromintensive Prozesse die Näherung durch eine räumliche Wärmestromdichteverteilung auf Basis einer Gaußschen Normalverteilungskurve vor. Im lokalen Wärmequellenkoordinatensystem x , y und ξ_i ergibt sich eine beliebige Wärmestromdichteverteilung q_i zu:

$$q_i(x, y, \xi_i) = \frac{6\sqrt{3}\dot{Q}_i}{\pi\sqrt{\pi abc}} \cdot \exp\left(-3\frac{x^2}{a^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{\xi_i^2}{c^2}\right) \quad (5.8)$$

Die Koordinaten gelten für eine ebene Bewegung der Wärmequelle in z -Richtung des globalen Koordinatensystems mit der Geschwindigkeit v und der Endzeit des Wärmeeintrags t_E .

$$\xi_i = z + v(t_E - t) \quad (5.9)$$

Zur Veranschaulichung sei an dieser Stelle auf den Stand der Technik verwiesen (s. Abbildung 2.32). Durch Einsetzen von ξ_i ist die Beschreibung der lokalen Wärmestromdichte im globalen Koordinatensystem möglich [Gol84]:

$$q_i(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}\dot{Q}_i}{\pi\sqrt{\pi abc}} \cdot \exp\left(-3\frac{x^2}{a^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{(z + v(t_E - t))^2}{c^2}\right) \quad (5.10)$$

Folglich sind die für Kurbelwellenlagerbereiche typischen Halbschalenformen durch eine ausgewählte Anzahl an räumlich festgelegten Punkten im Kurbelwellenkoordinatensystem um den jeweiligen Lagermittelpunkt anzuordnen. Die Abstimmung von Gleichung 5.10 hinsichtlich Winkelgeschwindigkeit zzgl. der im Prozess vorliegenden Anzahl an Umdrehungen und der Anordnung sämtlicher Wärmequellen über einen Winkel von 180° wird durch die Anwendung einer selbstprogrammierten Abaqus Subroutine DFLUX in der Sprache Fortran umgesetzt. Die überlagerten Wärmestromdichteverteilungen erlauben durch die iterative Auswahl

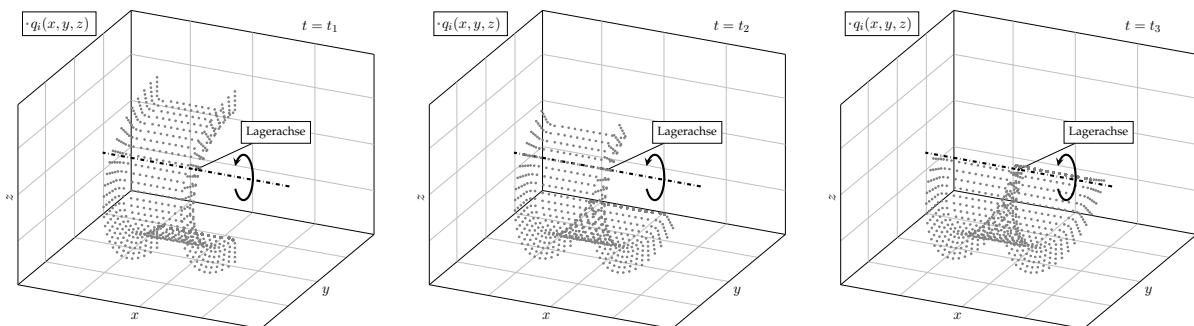


Abb. 5.6: Rotation von Ersatzwärmequellen um Kurbelwellenlager mit $t_1 > t_2 > t_3$

der Abmessungen a , b und c einen gleichmäßigen thermischen Energieeintrag an der Bauteiloberfläche. Ferner ist durch die Manipulation des Tiefeneintrags, welcher bei Schweißprozessen die Blaswirkung abbildet, eine Adaptionsmöglichkeit der Einhärtetiefe für induktives Härten gegeben. Die Summe aller pro Wärmestromdichteverteilung q in das Bauteil eingetragenen Wärmeströme \dot{Q} ist der Induktorleistung gleichzusetzen (s. Gleichung 5.7). Eine beispielhafte Darstellung ist in Abbildung 5.6 für drei ausgewählte Zeitpunkte $t_1 > t_2 > t_3$ ersichtlich.

5.2.3 Ergebnisse der thermischen Simulation

Aufgrund der Versuchsbasis aus Abschnitt 5.1 wird eine einzelne Kurbelwellenkröpfung bestehend aus einem zwischen zwei Hauptlagern befindlichen Hubzapfen und einem einzelnen Hauptlager inklusive der angrenzenden Pleuelager betrachtet. Bei den vorliegenden Geometrien ist keine Symmetrierandbedingung definierbar. Zur numerischen Berechnung mittels finiter Elemente ist das zu untersuchende Bauteil zu vernetzen. Im Radius wurden Elementkantenlängen von ca. 0.5 mm für die Vernetzung mit Elementen quadratischer Ansatzfunktionen (voll integriert) genutzt. Abbildung 5.7 zeigt exemplarisch das FE-Netz der Kurbelwellenkröpfung inklusive des

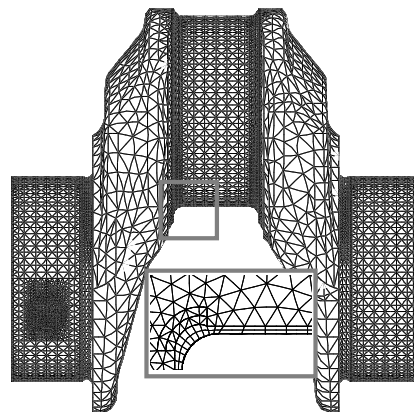


Abb. 5.7: FE-Netz Kröpfung

Schleifoffsets, welches nach dem Induktivhärtevorgang abgetragen wird. Vorteil des thermischen Energieeintrags direkt auf der Bauteiloberfläche gegenüber einer elektromagnetisch-thermischen Kopplung ist u.a. die ausbleibende Vernetzung der Umgebung sowie der daraus resultierende (Rechen-)Zeitgewinn. Die Temperaturrandbedingung beläuft sich zu Beginn auf $T = 20\text{ °C}$. Zum Erzielen der in Abbildung 5.2 gelisteten Verläufe sind folgende Berechnungsschritte zu vollziehen:

- ▷ Wärmeeintrag durch Ersatzwärmequellen entlang der Lageroberfläche,
- ▷ ggf. Kühlung des Bauteils durch freie Konvektion an Luft aufgrund der Prozessumstellung auf Kühlmitteldurchfluss,
- ▷ Kühlung des erwärmten Lagerbereichs durch erzwungene Konvektion durch *Aquatensid*,
- ▷ Kühlung des Bauteils durch freie Konvektion an Luft und anschließender Temperaturausgleich auf $T = 20\text{ °C}$ im gesamten Bauteil.

Um die unter Abschnitt 5.1 aufgeführte Vergleichbarkeit zwischen Versuch und Simulation zu gewährleisten, wurden innerhalb der Bauteilvernetzung Elementknoten gleichen Abstandes von der Bauteiloberfläche pro Lager selektiert. Die Auswertungen der thermischen Untersuchungen für ein Pleuellager sind in Abbildung 5.8 und f. dargestellt. Je Grafik ist der Vergleich zwischen den gegenüberliegenden Messpunkten einer Tiefe zu entnehmen. Die Simu-

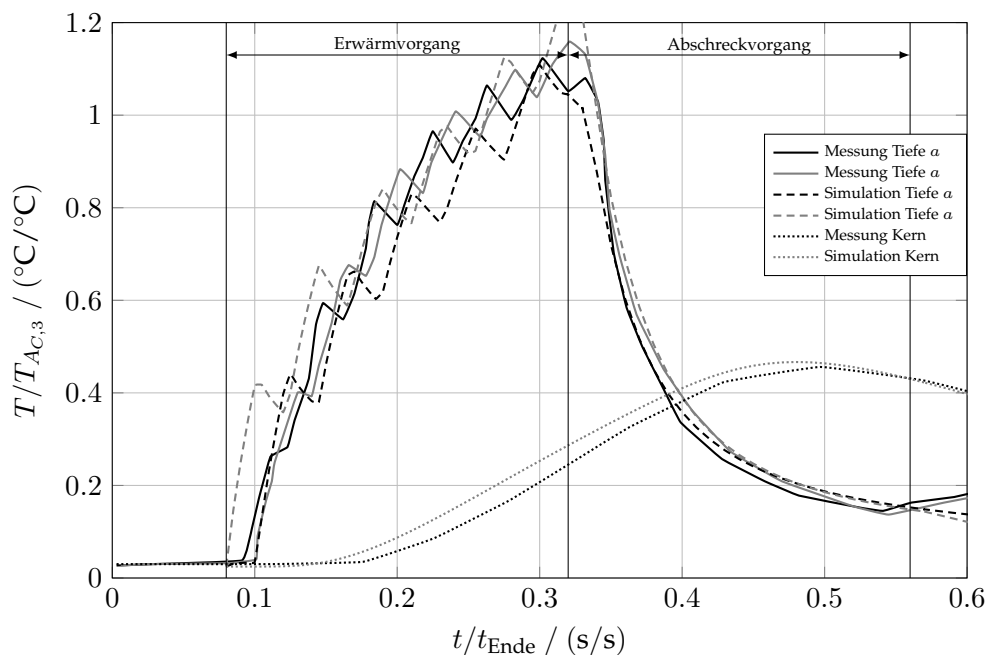


Abb. 5.8: Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Pleuellager Tiefe a)

lation der transienten Temperaturverteilungen erzielt stets pro Halbschalendrehung steigende Temperaturen in Analogie zu den Komponentenmesspunkten. Das Intervall des Erwärmens ist durch eine verzögerte Temperatursteigerung geprägt, was durch die fertigungsprozessbedingte zeitliche Abfolge begründbar ist. Letzteres und die zum Zeitpunkt der Simulation nicht mehr nachvollziehbare Positionierung der Messpunkte zum Induktor führen zu einem Versatz zwischen messtechnisch und numerisch ermittelten Temperatur-Zeit-Verläufen. Die Spitzentemperaturen je betrachteter Bauteiltiefe divergieren minimal. Innerhalb der Prozessumstellzeit nehmen die berechneten Temperaturen mit nahezu identischer negativer Steigung

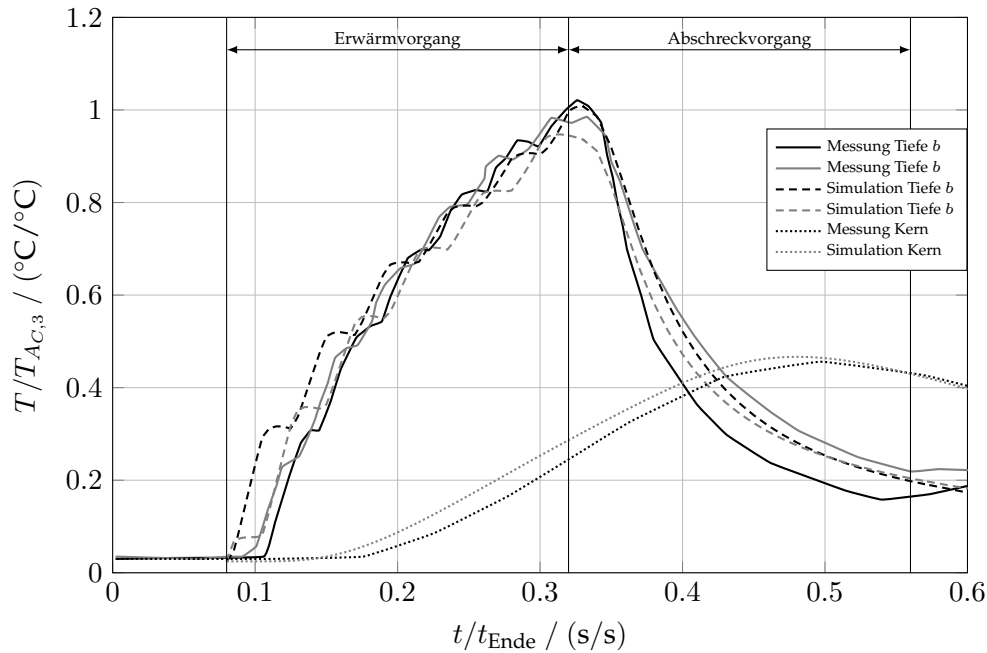


Abb. 5.9: Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Pleuellager Tiefe b)

zur Messung ab, was die Annahme zum gewählten Wärmeübergangskoeffizienten plausibilisiert. Anschließend sinkt mit dem Einsetzen der erzwungenen Konvektion die Temperatur der randnahen Schichten schlagartig. Die Temperaturgradienten der Simulation sind geringfügig über denen der Messung, wodurch die numerisch erzielten Temperaturen mit Abschluss der Kühlphase höher sind. Eine Anhebung des für den *Aquatensid* vorgesehenen Wärmeübergangskoeffizienten auf $\alpha > 12\,000\text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ führte unter den gegebenen Randbedingungen zu numerischen Konvergenzproblemen, weshalb ein normiertes maximales Temperaturdelta von $\Delta T = 0.06\text{ °C}/\text{°C}$ zwischen Messung und Rechnung vorliegt. Das dargestellte Entwicklungsintervall der unterschiedlichen Temperaturen endet mit der Einstellung der erzwungenen Konvektion an der Lagersoberfläche. Zum Erzielen des Temperatúrausgleichs ist die gesamte Bauteiloberfläche mit einem entsprechenden Übergangskoeffizienten versehen worden, bis ein Temperaturniveau nahe $T = 20\text{ °C}$ für alle Knoten detektierbar war. Des Weiteren ergibt die Nutzung der unter Abschnitt 5.2.1 gelisteten Materialparameter im Lagerzentrum nahezu identisch verzögerte Temperaturerhöhungen, wodurch die rechnerisch transiente Temperaturverteilung zum Zweck der Eigenspannungsermittlung hinreichend genau dem realen Prozess nachgestellt werden konnte. Die getroffenen Aussagen zum Abgleich der Temperatur-Zeit-Verläufe zwischen Messung und Rechnung sind auf den Hauptlagerbereich übertragbar, wobei die Messdaten Abbildung 5.10 f. zu entnehmen sind. Im direkten Vergleich der Maximaltemperaturen der Tiefenmesspunkte b der beiden Lager ist ersichtlich, dass das Pleuellager im Gegensatz zum Hauptlager bis zu dieser Tiefe austenitisiert, was durch die numerische Rechnung ebenfalls nachvollzogen werden konnte.

5.2.4 Berücksichtigung des Anlassvorgangs

Wie in Abschnitt 2.5.1 angedeutet, schließt sich nach dem Induktionshärten ein Anlassvorgang an. Der Martensit liegt zunächst durch den zügigen Abschreckvorgang in einer tetra-

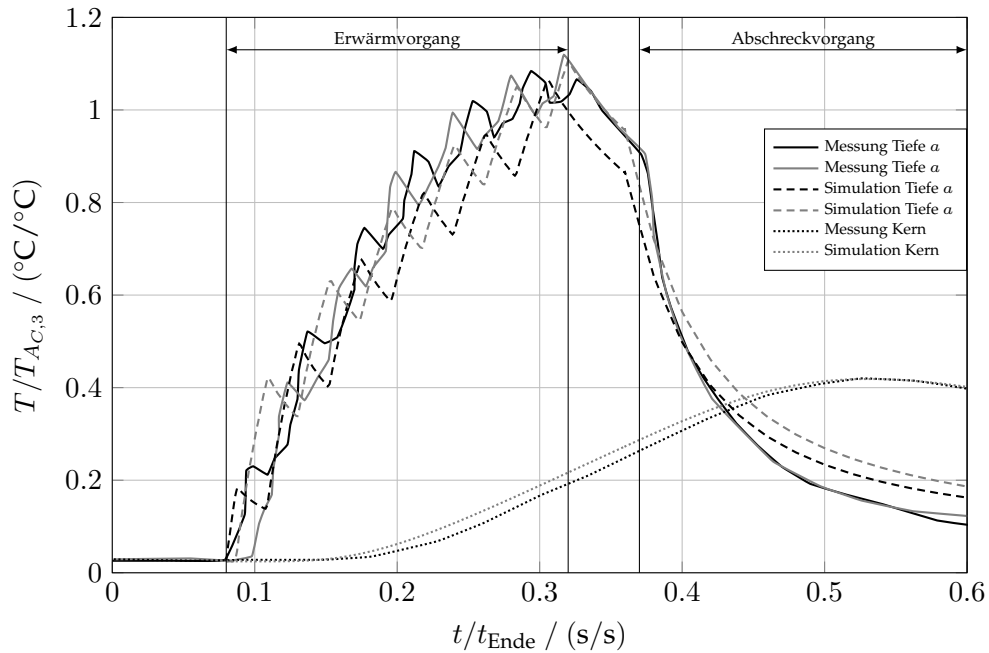


Abb. 5.10: Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Hauptlager Tiefe a)

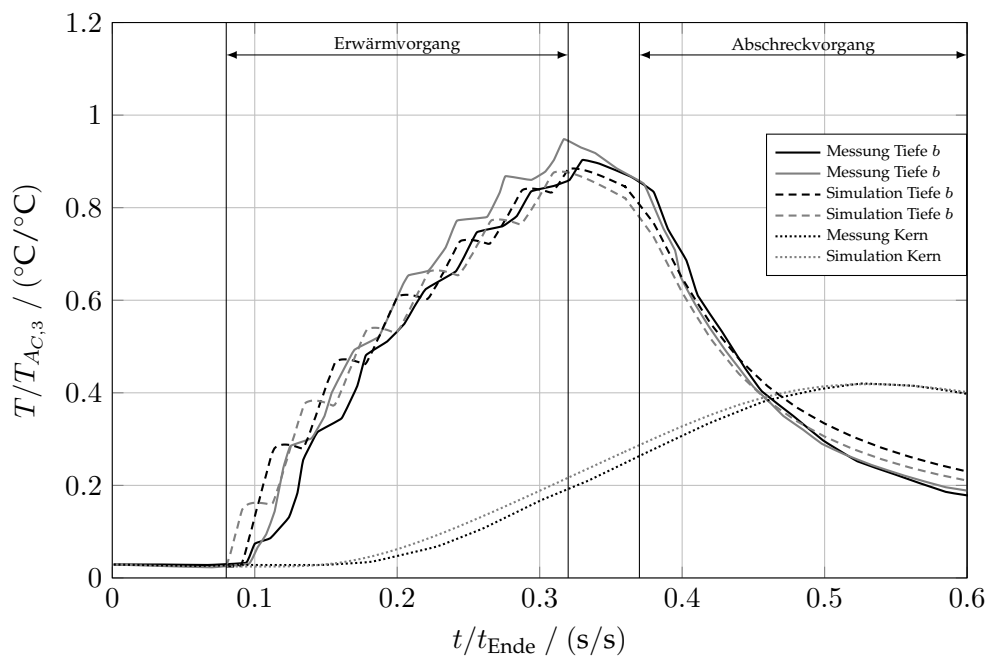


Abb. 5.11: Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Hauptlager Tiefe b)

gonal verzerrten Gitterstruktur vor. Die Wärmebehandlung des Anlassens baut die mechanischen Spannungen des Martensits ab und überführt selbigen in einen gleichgewichtsnäheren Zustand [Bar12]. Innerhalb des letzten Vergütungsschrittes verläuft die Bauteilerwärmung und -abkühlung sehr langsam, wodurch sich meist keine großen Temperaturgradienten im Bauteil einstellen. [Ese14] führt verschiedenartig positionierte Anlassstemperaturmessungen an einer

zylindrischen Probe mit einem Durchmesser von $d = 250$ mm durch, wobei minimale Differenzen zwischen Oberflächen- und Kerntemperatur auftreten. Aufgrund der Haupt- und Pleuellagervolumina, welche sich auf einen Durchmesser von $d < 60$ mm belaufen, wurde in Anlehnung an [Ino78, Yu,09] auf eine vereinfachte Anlassmodellierung zurückgegriffen, wodurch sämtliche Bauteilbereiche gleichzeitig auf $T = 220$ °C zu erhitzen und anschließend auf Raumtemperatur abzukühlen sind. Es ergibt sich ein schematischer Verlauf für die Anlassphase aller FE-Bauteilknoten in Anlehnung an Abbildung 2.30 (links).

5.3 Kontinuumsmechanische Modellierung

Das transiente Temperaturfeld stellt die thermische Randbedingung der Kurbelwellenkröpfung innerhalb der spannungsmechanischen Berechnung dar. In Anlehnung an Abschnitt 2.2.3 entstehen Eigenspannungen u.a. durch Temperaturgradienten oder Umwandlungsprozesse im Bauteil [Tie82]. Folgende Ausführungen erläutern die für die strukturmechanische Modellierung notwendigen Elementdehnungsanteile.

5.3.1 Kontinuumsmechanische Modellierung in Abaqus/Standard

Abschnitt 2.5.2 beschreibt qualitativ die zeitliche Veränderung der (Eigen-)Spannungstensor-komponenten in Axial- und Umfangsrichtung. Die Berechnung des Spannungstensors stützt sich auf die Anteile des Dehnungstensors ϵ_{ij} , welcher sich unter der Annahme einer eigenspannungsfreien Ausgangskonfiguration nach [Gue12, Roh00, Sim12, Sjo85] aus den Bestandteilen der elastischen, thermischen, umwandlungs-, transformationsbedingten plastischen sowie plastischen Dehnung zusammensetzt:

$$\epsilon_{ij}^{\text{ges}} = \epsilon_{ij}^{\text{el}} + \epsilon_{ij}^{\text{th}} + \epsilon_{ij}^{\text{um}} + \epsilon_{ij}^{\text{trip}} + \epsilon_{ij}^{\text{pl}} \quad (5.11)$$

Da nach [Alt12] die zugehörigen Konstitutivgesetze zumeist in differenzieller Form vorliegen, erfolgt die inkrementelle Betrachtung der unterschiedlichen Dehnungstensoranteile.

$$\frac{d\epsilon_{ij}^{\text{ges}}}{dt} = \frac{d\epsilon_{ij}^{\text{el}}}{dt} + \frac{d\epsilon_{ij}^{\text{th}}}{dt} + \frac{d\epsilon_{ij}^{\text{um}}}{dt} + \frac{d\epsilon_{ij}^{\text{trip}}}{dt} + \frac{d\epsilon_{ij}^{\text{pl}}}{dt} \quad (5.12)$$

Durch das allgemeine Elastizitätsgesetz nach HOOKE (s. Gleichung 5.13) ist das elastische Dehnungsinkrement bestimmbar [Sjo85]:

$$\epsilon_{ij}^{\text{el}} = \frac{1}{E} \left[(1 + \nu) \sigma_{ij} - \delta_{ij} \nu \sigma_{kk} \right] \quad (5.13)$$

$$\begin{aligned} \frac{d\epsilon_{ij}^{\text{el}}}{dt} &= \frac{1}{E} \frac{d\nu}{dt} \left[\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_{kk} \right] - \frac{1}{E^2} \frac{dE}{dt} \left[(1 + \nu) \sigma_{ij} - \delta_{ij} \nu \sigma_{kk} \right] \\ &+ \frac{1}{E} \left[(1 + \nu) \frac{d\sigma_{ij}}{dt} - \delta_{ij} \nu \frac{d\sigma_{kk}}{dt} \right] \end{aligned} \quad (5.14)$$

Da innerhalb von Vergütungs Vorgängen neben Zeit- auch Temperaturabhängigkeiten auftreten, wird die thermomechanische Kopplung über mit der Temperatur variierende Elastizitätsmoduln und Querkontraktionszahlen vollzogen.

Die Beaufschlagung von thermischen Randbedingungen führt zu thermischen Dehnungen und damit einhergehenden Volumenänderungen. Für die Beschreibung der inkrementellen thermischen Dehnungsanteile sind die Temperaturdifferenz zu einer spannungsfreien Ausgangstemperatur sowie der werkstoffspezifische Wärmeausdehnungskoeffizient notwendig [Rec84]:

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^{\text{th}}}{dt} = \delta_{ij} \cdot \frac{d}{dt} (\alpha \Delta T) \quad (5.15)$$

Bedingt durch die Volumenänderung infolge von thermischen Gegebenheiten verursachen werkstoffcharakteristische Phasenumwandlungen u.a. bei Stählen zusätzliche umwandlungsbedingte Dehnungen. Abbildung 5.12 veranschaulicht schematisch eine Dilatometerkurve inklusive der temperaturabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten α bei unterschiedlichen Gefügeständen. Für den Fall des induktiven Randschichthärtens treten beim Erwärmen umwandlungsbedingte Dehnungen infolge der Gitterstrukturänderungen während des Austenitisierens auf, wobei infolge hoher Abkühlraten der entstandene Austenit erneut in die martensitische Phase umwandelt (s. Abschnitt 2.5.2). Die inkrementelle Form setzt sich nach [Sjo85] aus der jeweiligen Umwandlungsdehnung $\varepsilon_k^{\text{um}}$ zur Phase k sowie dem entstandenen Phasenanteil v_k zusammen:

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^{\text{um}}}{dt} = \delta_{ij} \cdot \left(\sum_k^n \frac{dv_k}{dt} \varepsilon_k^{\text{um}} \right) \quad (5.16)$$

Die Untersuchungen von [Was37] definieren die innerhalb des Gefügeumwandlungsprozesses auftretenden transformationsinduzierten-plastischen (TRIP) Dehnungen, welche entstehen, wenn der mechanisch und/oder thermisch hervorgerufene Beanspruchungszustand unterhalb der Elastizitätsgrenze liegend Fließen verursacht. Aufgrund der Phasenumwandlung des Eisenkristalls resultieren die transformationsbedingten plastischen Dehnungen neben einer Volumen- zusätzlich in einer Formänderung. Für weiterführende Erläuterungen zu den Ursachen der Umwandlungsplastizität sei an dieser Stelle auf die Literatur verwiesen [Gre65, Mag66]. Zur rechnerischen Berücksichtigung existieren zwei grundsätzliche Verfahren [Sjo85]:

- ▷ Einführung eines zusätzlichen Terms des Dehnungsinkrementes innerhalb der Werkstoffmodellierung [Gre65, Leb84],
- ▷ Reduktion der Materialfließgrenze im Temperaturbereich der Phasentransformation von Austenit zu Martensit [Fis00].

Da die ingenieurmäßige praktische Anwendung im industriellen Umfeld auf effiziente Rechenzeiten getrimmt ist, wird letztere Methodik herangezogen, wodurch der transformationsbedingte plastische Anteil innerhalb des plastischen Dehnungsinkrements Berücksichtigung findet.

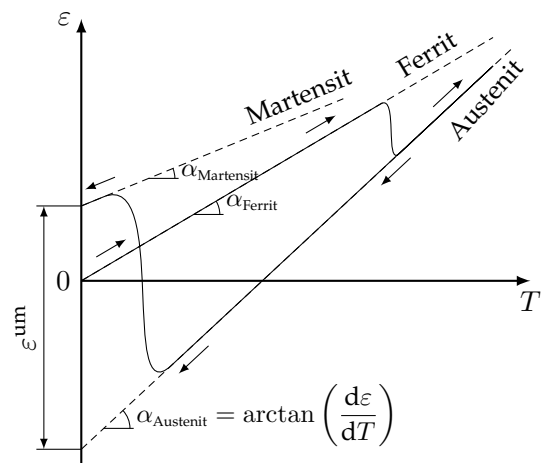


Abb. 5.12: Dilatogramm zzgl. Umwandlungsdehnungen, eigene Darstellung nach [Rad88, Sch12, Sjo85]

Da die bisherigen Versuchsauswertungen des Werkstoffes ein duktiles Werkstoffverhalten attestieren (s. Abschnitt 4.1), folgt die Anwendung des v. MISES Fließkriteriums zur Bestimmung des plastischen Dehnungsinkrementes.

Das additive Aufteilen der Dehnungsanteile nach Gleichung 5.11 ist unter der Voraussetzung kleiner Verformungen gegeben, wodurch sich das assoziierte Fließgesetz als Zusammenhang zwischen plastischem Dehnungsinkrement, Spannungstensor, Fließspannung σ_F und Fließfläche $f(\sigma_{ij}, \sigma_F)$ ergibt [Alt12].

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^{pl}}{dt} = \frac{3}{2} \cdot \frac{1}{\sigma_F} \cdot \frac{d\varepsilon^P}{dt} \frac{\partial f(\sigma_{ij}, \sigma_F)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5.17)$$

Die Beschränkung auf Spannungen sowie energetische Aussagen reduziert u.a. nach v. MISES die Fließgrenze σ_F sowie die Funktion des Spannungszustandes auf ein Skalar. Folglich basiert das v. MISES Fließkriterium auf der zweiten Invarianten des Spannungsdeviators σ'_{ij} :

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \sigma'_{ij} \cdot \sigma'_{ij}} \leq \sigma_F \quad (5.18)$$

Neben der Unterstellung des Fließkriteriums lässt sich in Analogie ein Ausdruck für die inkrementelle Geschwindigkeit der Vergleichsdehnung formulieren [Alt12], wodurch das plastische Dehnungsinkrement unter dem v. MISES Fließkriterium vollständig beschrieben ist.

$$\frac{d\varepsilon^P}{dt} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \frac{d\varepsilon_{ij}^{pl}}{dt} \cdot \frac{d\varepsilon_{ij}^{pl}}{dt}} \quad (5.19)$$

Verfestigungsverhalten metallischer Werkstoffe

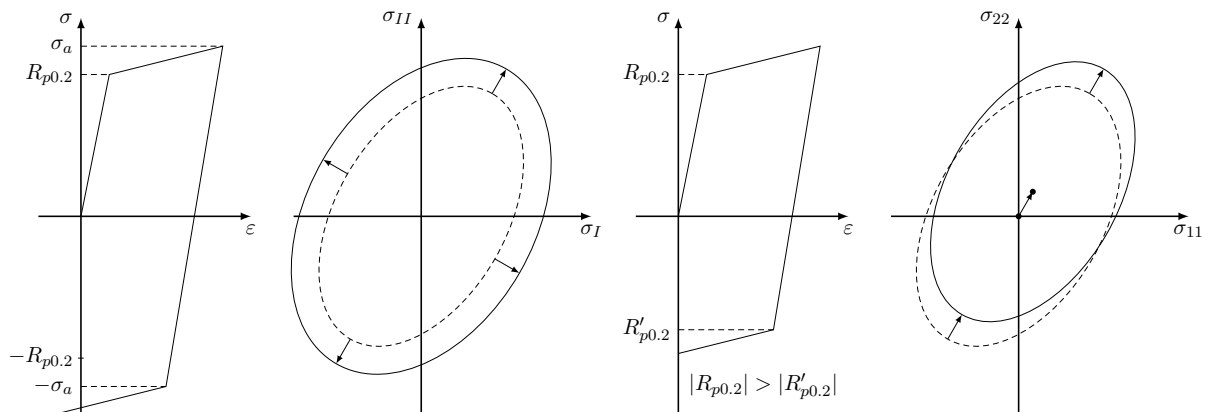


Abb. 5.13: Entwicklung der Fließflächen im Hauptspannungs-/Spannungsraum für den zwei-dimensionalen Fall bei isotroper (links) und kinematischer (rechts) Verfestigung, eigene Darstellung nach [Roe12b]

Die im Zugversuch (s. Abbildung 4.1) auftretende Spannungserhöhung infolge plastischer Verformung betitelt die Werkstoffwissenschaft als Verfestigung. Hintergrund sind entstehende

Versetzungen, welche durch das Kristallgitter diffundieren und sich an Korngrenzen aufstauen. Der mit dem Elastizitätsmodul lineare Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung geht mit dem Überschreiten der durch die Fließfläche festgelegten Fließgrenze in eine Nicht-linearität über. Somit variiert die Fließfläche im Spannungsraum in Größe, Form und/oder Lage. In der Praxis verfestigen Stähle mit isotropen, kinematischen und Kombinationen beider Mechanismen, wobei Abbildung 5.13 die beiden erstgenannten Prozesse separat skizziert. Innerhalb der isotropen Verfestigung vergrößert sich der Radius der Fließfläche symmetrisch um den Ursprung, wodurch z.B. bei Lastumkehr vom Zug- in den Druckbereich der Werkstoff erst weiter plastifiziert, wenn eine Druckbeanspruchung auf dem betragsmäßigen Niveau von σ_a auftritt. Als kinematische Verfestigung wird ein Verschieben der Fließfläche bei gleichbleibendem Radius beschrieben, wobei der bei polykristallinen Metallen auftretende BAUSCHINGER-Effekt implementiert werden kann. Dieser beinhaltet die betragsliche Reduktion der Elastizitätsgrenze nach einem Lastwechsel in die Gegenrichtung [Bar12, Roe12b].

Zur numerischen Berechnung der Eigenspannungen nutzt die vorliegende Arbeit kinematische Verfestigung, da die Parametervielfalt aufgrund der zusätzlichen Temperaturabhängigkeit bis $T > 1000\text{ °C}$ für ein kombiniertes Verfestigungsmodell zu groß ist sowie Abschätzungsunsicherheiten unterliegt. Ferner führten die Variantenrechnungen mit einem isotropen Verfestigungsmodell zu unplausiblen Eigenspannungsergebnissen.

5.3.2 Werkstoffdaten zur kontinuumsmechanischen Modellierung

Da der experimentelle Umfang der Schwingversuche zur Charakterisierung der zwei Gefügestände ressourcenintensiv ausfällt, wird im vorliegenden Forschungsvorhaben die Literatur als Referenz der strukturmechanischen Kennwerte für die Eigenspannungssimulation herangezogen. Bereits veröffentlichte mechanische Werkstoffeigenschaften ähnlicher Stähle sind u.a. in [Aig16, Boe01, Die07, Oss07, Ric73, Sch12] zu finden. Als vereinfachte Annahme wurden Dichte mit $\rho = 7.81\text{ kg/dm}^3$ und Querkontraktionszahl mit $\nu = 0.3$ [Ric73] über sämtliche Temperaturbereiche als konstant angenommen. Im Folgenden sind die Daten für die Ableitung von Elastizitätsmodul, Wärmeausdehnungskoeffizient sowie Spannungs-Dehnungskurven näher erläutert.

Die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls ist in Anlehnung an [Ric73, Sch12] durch eine Abnahme bei Temperaturanstieg gekennzeichnet (s. Tabelle 5.2). In den Temperaturintervallen nahe der Schmelztemperatur sind die Daten gemäß [Ric73] auf Basis der Materialdaten des Stahllieferanten extrapoliert worden. Eine Vergleichbarkeit mit ähnlichen Werkstoffen für

Tab. 5.2: Elastizitätsmodul 1.1303 (temperaturabhängig)

$T / (\text{°C})$	$E / (\text{N/mm}^2)$
20	210 000
300	190 000
600	135 000
800	78 000
1 000	15 000
1 200	3 000

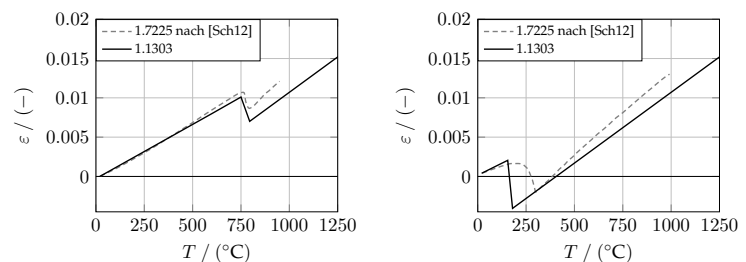


Abb. 5.14: Dilatogramme Stahl 1.1303 für Erwärm- (links) und Abkühlvorgang (rechts)

das induktive Randschichthärten (s. [Sch12] für 1.7225) ist gegeben. Wesentlicher Bestandteil der Nachbildung eines repräsentativen Eigenspannungszustandes sind die Wärmeausdehnungskoeffizienten zu den unterschiedlichen Temperaturniveaus. Abbildung 5.14 zeigt die für den Werkstoff 1.1303 genutzten Dilatogramme inklusive der berücksichtigten Umwandlungsdehnungen von Ferrit zu Austenit (links) sowie innerhalb der rapiden Abkühlung des Austenits zu Martensit (rechts). Diese leiten sich aus Dilatometerversuchen ab, welche in [Die07, Sch12] veröffentlicht und für typisch erzielte Temperaturen während des Induktionshärtens bis $T = 1\,200\text{ °C}$ [Ber06] nach [Ric73] extrapoliert wurden. Die zwei Gefügeumwandlungsintervalle der Temperatur entstammen dem ZTU Schaubild aus Abbildung 5.15. Die abgeschätzten Umwandlungsdehnungen werden in alle Raumrichtungen identisch angenommen. Somit ergeben sich vereinfachend drei Wärmeausdehnungskoeffizienten für den austenitischen Zustand und die verbliebenen Kristallformen.

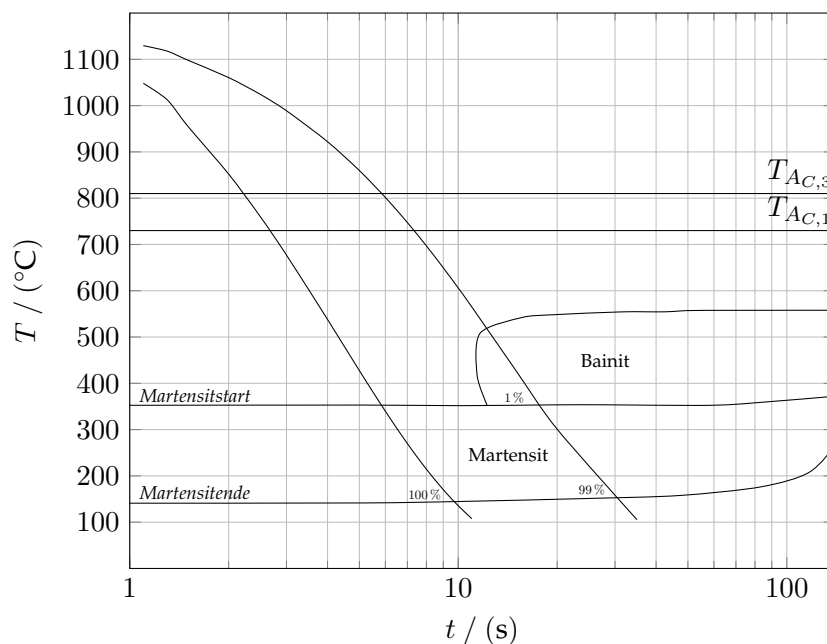


Abb. 5.15: Ausschnitt des ZTU Schaubilds für den AFP Stahl 1.1303 mit zwei martensitischen (Härte-)Gefügeständen bis 1 % Restaustenitanteil

Die Nutzung der bisherigen Materialdaten resultiert aufgrund der linear elastischen Zusammenhänge nach dem Temperatenausgleich im Bauteil in keinerlei Eigenspannungen. Wie in Abschnitt 2.2.3 beschrieben, hinterlässt lokales Überschreiten der Streckgrenze bleibende plastische Dehnungen und führt folglich zu Eigenspannungen. Die für den AFP Stahl 1.1303 genutzten Fließkurven basieren auf den bei $T = 20\text{ °C}$ und $T = 150\text{ °C}$ Gemessenen der beiden Gefügestände (s. Abbildung 4.1). Für die numerische Berechnung sind diese durch einen bilinearen Ansatz genähert und durch wahre Spannungen sowie Dehnungen nach [Iss04] zu hinterlegen:

$$\sigma_{\text{wahr}} = \sigma_{\text{nom}} \cdot (1 + \varepsilon_{\text{nom}}) \quad (5.20)$$

$$\varepsilon_{\text{ln}}^{\text{pl}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{nom}}) - \frac{\sigma_{\text{wahr}}}{E} \quad (5.21)$$

Abbildung 5.16 (links) veranschaulicht die für die FEM herangezogenen Spannungs-Dehnungskurven in Abhängigkeit der Temperatur bis $T = 1\,200\text{ °C}$, wobei die Raumtemperaturversuche

des 1.1303 nach [Ric73] um fünf weitere Temperaturstützpunkte extrapoliert wurden. Vergleichend ist die wahre Spannungs-Dehnungskurve des Raumtemperaturversuchs eingetragen. Die experimentellen Ergebnisse bei $T = 150^\circ\text{C}$ bildeten aufgrund der relativ geringen Reduktion der Streckgrenze die Adaptionbasis für die nächsthöhere Temperatur (z.B. $T = 350^\circ\text{C}$). Eine lineare Interpolation des bei steigender Temperatur sinkenden Elastizitätsmoduls fand durch Tabelle 5.2 Berücksichtigung. Des Weiteren sind durch die vorliegende Werkstoffduktilität alle Grenzen des elastischen Bereichs bei einer Dehnung von 0.2% angesetzt. Es ist aufgrund der im Vergleich zum nicht gehärteten Material hohen Streckgrenze des vergüteten Gefüges nicht mit allzu großen plastischen Dehnungen zu rechnen, weshalb das hinterlegte Verfestigungsverhalten bei Raumtemperatur bis $\varepsilon_{\text{ln}}^{\text{pl}} < 0.015$ genügt (s. Abbildung 5.16 (rechts)).

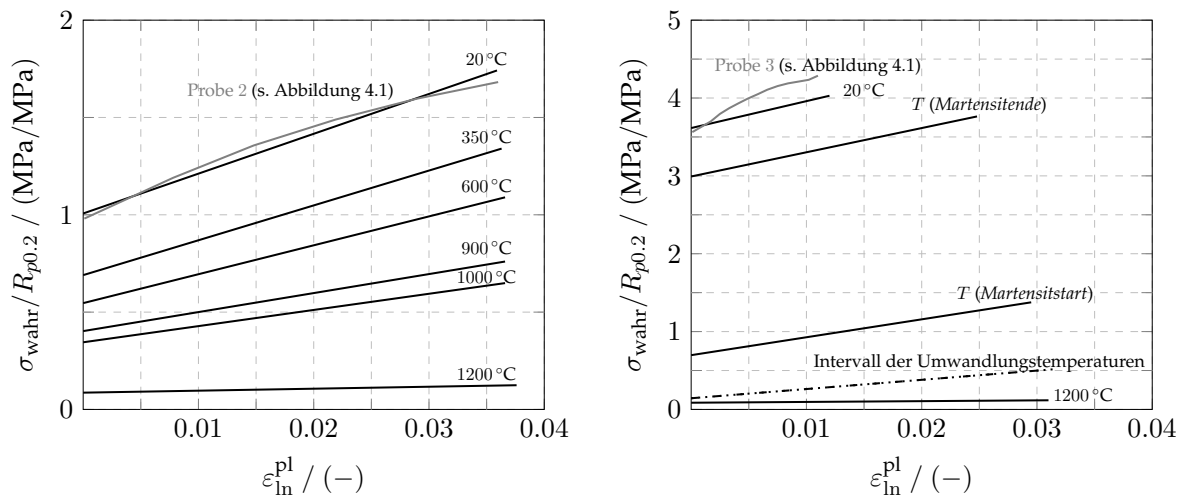


Abb. 5.16: Näherung der temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven für den Stahl 1.1303 beim Erwärmen (links) und Abkühlen inkl. martensitischer Umwandlung (rechts)

Ausgehend von den temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungskurven resultiert Abbildung 5.17 in den dazugehörigen Streckgrenzen für den Erwärmen- und Abkühlprozess mit dem Ergebnis eines martensitischen Gefüges sowie näherungsweise linearen Bedingungen abseits der Phasentransformation. Zur vereinfachten Simulation der transformationsbedingten plastischen Dehnung findet eine fiktive Reduktion der Streckgrenze im FE-Materialmodell im Umwandlungstemperaturintervall statt. Folglich sind die Kurven innerhalb des Temperaturintervalls der martensitischen Umwandlung identisch (s. Abbildung 5.16 (rechts)). Das beschriebene Materialmodell unterliegt im Vergleich zu z.B. [Aig16, Die07, Sch12] Vereinfachungen, welche aufgrund des Bauteilbezugs zu beachten sind. So haben Lagerschliffbilder an der Kurbelwelle ergeben, dass ein Restaustenitgehalt sowie Zwischengefügestufen inkl. Bainit, Perlit und Ferrit praktisch nicht vorkommen. Somit er-

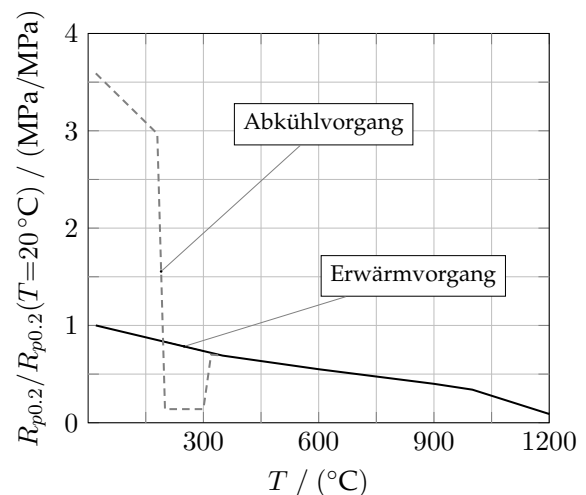


Abb. 5.17: Temperaturabhängigkeit $R_{p0.2}$

folgt die Umwandlung des Austenits in der numerischen Nachbildung näherungsweise komplett in Martensit. Alle in den Abbildungen enthaltenen Spannungswerte sind normiert auf die Streckgrenze des Ausgangsgefüges bei Raumtemperatur dargestellt.

5.3.3 Ergebnisse der kontinuumsmechanischen Simulation des Induktionshärtens

Zur numerischen Nachbildung von fertigungsbedingten Bauteileigenzuständen erfolgt die Anwendung der STAAZ Methode nach [Oss07] (s. S. 44) aufgrund der genannten vereinfachten Gefügeumwandlungskinetik. Da die Vorgehensweise zunächst keine Aussage über Gefügeanteile zulässt, wird die Austenitisierungstemperatur $T_{AC,3}$, bei der eine Umwandlung in Austenit erfolgt, als Umwandlungsisotherme für die Kurzzeitaustenitisierung referenziert. Da vereinfachend sämtliches austenitisches Gefüge der Randschicht in Martensit umwandelt, erlaubt dies einen Abgleich mit Schlibbildern für diesen höchst instationären Vorgang. Neben der Abaqus Subroutine DFLUX ergänzt USDFLD die thermische Simulation, wobei in Letzterer die Berechnung der für die STAAZ Methode notwendigen Parameter T_{max} , $t_{8/5}$ und t_{aust} implementiert wurde. Das Zwischenspeichern der drei charakteristischen Parameter ist durch Abaqus-interne Solution-dependent State Variables (SDV) gegeben. Es ergibt sich ein Berechnungsschema nach Abbildung 5.18. Folglich bestimmen die errechneten Temperaturverläufe,

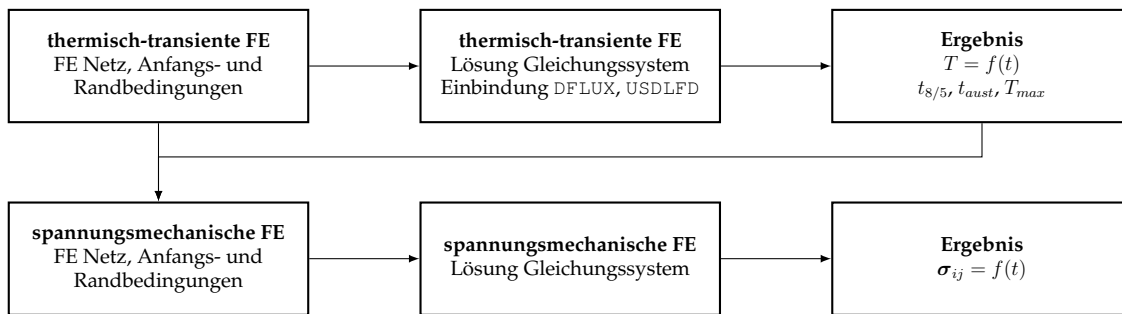


Abb. 5.18: Schematische Darstellung der Kopplung der thermisch transienten mit der strukturmechanischen FE Rechnung innerhalb von Abaqus

wie sie z.B. in Abbildung 5.8 ersichtlich sind und die temperaturabhängigen Materialparameter aus dem vorigen Abschnitt die Eigenspannungshistorie innerhalb der strukturmechanischen FEM. Die thermisch-transiente und spannungsmechanische FE Rechnung teilen sich die gleichen Knotenkoordinaten inklusive deren Elemente mit quadratischen Ansatzfunktionen und unterscheiden sich ausschließlich in der rechnungsspezifischen Elementdefinition, wodurch keine zusätzlichen Interpolationsskripte zur Übertragung der transienten Knotentemperaturen notwendig sind. Die Bauteilerwärmung beinhaltet die Materialdefinitionen des Grundgefüges für die spannungsmechanische Simulation. Nach Abschluss der aktiven Heizphase sind die Elemente im oberflächennahen Lagerbereich mit den Maximaltemperaturen oberhalb der Austenitisierungstemperatur $T_{max} \geq T_{AC,3}$ mit den Martensiteigenschaften zu verknüpfen. Die Adaption der Wärmeausdehnungskoeffizienten ausleitend aus Abbildung 5.14 (rechts) lehnt sich mit zunehmender Abkühlzeit $t_{8/5}$ an die experimentellen Dilatometerkurven von [Oss07] an.

Der Abgleich der Eindringtiefe des Martensits ist anhand der $T_{AC,3}$ Isotherme und Schlibbilder in Abbildung 5.19 für die Beispielkröpfung (s. Abbildung 5.7) ersichtlich. Bei der Gegenüberstellung ist zu erkennen, dass minimale Differenzen zu den Makroschlibbildern am realen

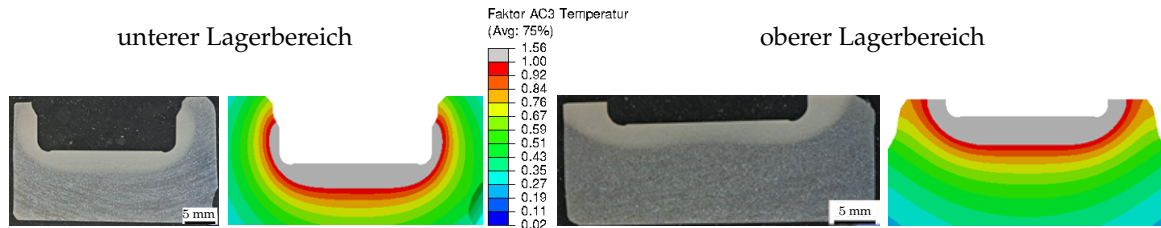


Abb. 5.19: Abgleich der Martensiteindringtiefen am Pleuellager: Schlibfbild & $T_{AC,3}$ Isotherme

Bauteil auftreten. So ist der obere planare Lagerbereich innerhalb der rechnerischen Nachbildung durch eine größere Eindringtiefe gekennzeichnet. Vergleichsweise kleiner fällt der laterale Martensitanteil des unteren Bereichs innerhalb der Simulation aus, wobei die Eindringtiefe ab Lageroberfläche nahezu identisch zum Schlibfbild ist. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass sich aufgrund der in Tiefenrichtung gewählten Netzdiskretisierung gute Übereinstimmungen des Martensittiefeneintrags nachbilden lassen. Abbildung 5.20 zeigt die Anwendung

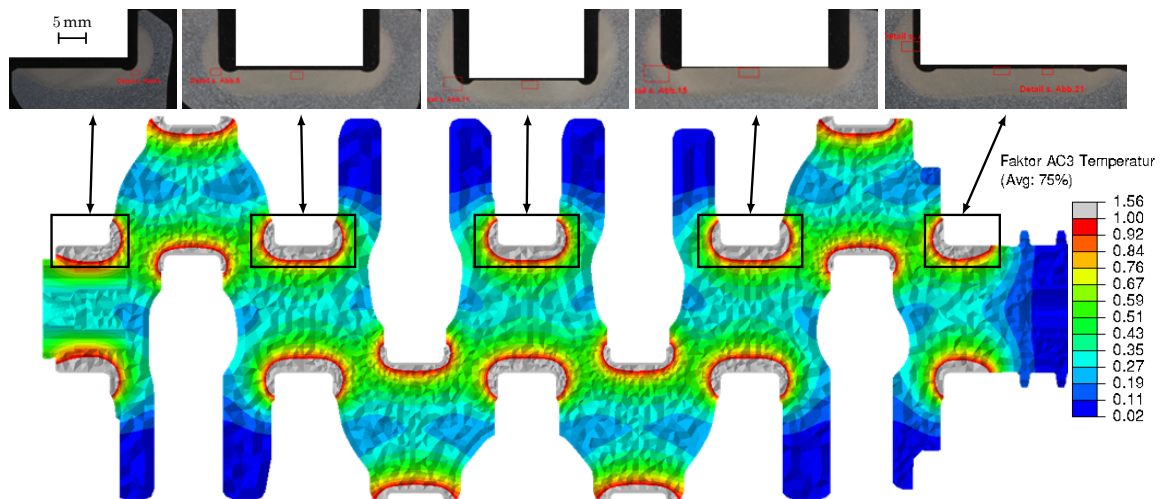


Abb. 5.20: Abgleich der Martensiteindringtiefen einer Vierzylinderkurbelwelle: ausgewählte Hauptlagerschlibfbilder & $T_{AC,3}$ Isotherme

der thermischen Modellierung auf alle Haupt- und Pleuellager einer Vierzylinderkurbelwelle. Als Kompromiss zwischen Simulationsgenauigkeit und Rechenzeit resultieren trotz industriell gewählter Netzgüte hinreichend genaue Einhärtetiefen. Einzig die Hauptlagerbereiche eins und fünf zeigen in der Simulation deutlich tiefere Martensitschichten, wodurch in erster Näherung der Energieeintrag für weiterführende Untersuchungen an diesen Lagern zu reduzieren ist.

Zum Zwecke der Plausibilisierung der simplifizierten rechnerischen Ermittlung von Bauteileigenstressungen ist die Entwicklung zweier Eigenspannungstensorkomponenten über der Temperatur von Interesse. Abbildung 5.21 veranschaulicht die Eigenspannungsentwicklung in Axial- und Umfangsrichtung für einen FE-Knoten an der Lageroberfläche. Innerhalb der Randschichtwärmung ① bauen sich Druckspannungen auf, welche sich anschließend mit sinkender Streckgrenze ② und steigender Temperatur abbauen. Um die $T_{AC,3}$ -Temperatur ist durch den unterbrochenen thermischen Eintrag der Halbschaleninduktorform ein mehrfaches Absinken der Druckeigenstressungen feststellbar. Nach der Austenitisierung der Randschicht

③ ist bei maximaler Temperatur ein Spannungsniveau um 0 MPa feststellbar. Der Abkühlvorgang beginnt mit dem Aufbau von Zugeigenstressungen entlang der Warmstreckgrenze ④ und leitet mit dem Beginn der Martensitumwandlung ⑤ die Kompensation selbiger in Druckspannungen ein. Der beispielhafte Verlauf ist vergleichbar mit Abbildung 2.33 sowie der Literatur [Boe01, Oss07, Sat69].

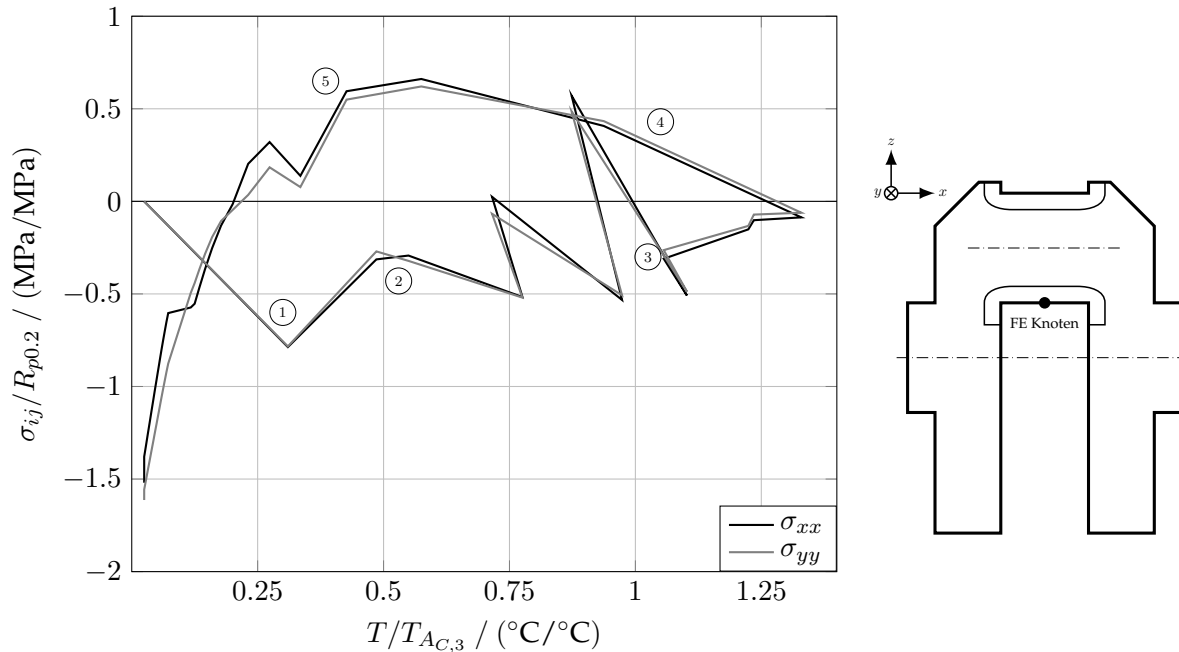


Abb. 5.21: Entwicklung zweier Eigenspannungstensorkomponenten über der Temperatur (Pleuellageroberfläche - FE-Netz s. Abbildung 5.7)

Der dargestellte Eigenspannungsverlauf über der Temperatur steht repräsentativ für die unbearbeitete Lageroberfläche des Pleuellagers. Da die realen Lagerhohlkehlen vor dem Anlassprozess nicht hinsichtlich Eigenspannung vermessen wurden, findet folglich die Gegenüberstellung vor sowie nach dem Schleifprozess Anwendung. Für drei unterschiedliche FE-Netzgüten (s. Abbildung 5.22) ist in Abbildung 5.23 der Abgleich mit charakteristischen axialen Eigenspannungstiefenverläufen entlang zweier Pleuellagerradien nach dem Anlassvorgang normiert dargestellt. Die Messungen erfolgten an geometrisch ähnlichen Kurbelwellenkröpfungen hinsichtlich Überdeckung, Wangenbreite, Lagerradius sowie Werkstoff. Die simulative Nachbil-

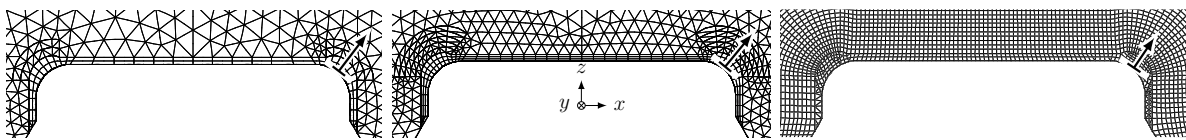


Abb. 5.22: FE-Netzvarianten inkl. Auswertepfad & Schleifoffset

dung resultiert in einem ausgeprägten Druckeigenzustand der axialen Eigenspannungstensorkomponente, welcher bis zu einer normierten Tiefe von 0.29 mm/mm durchschnittlich 42 – 51 % unter den Messungen liegt. Zudem ist innerhalb der Entwicklung des Eigenzustandes aufgrund thermischer Einwirkung kein großer Unterschied mit der Netzverfeinerung feststellbar. Alleinig der Wert der Bauteiltiefe, welche einen Wechsel in den Zu-

geigenspannungsbereich einleitet, erlaubt mit zunehmender Netzgüte eine Annäherung an die Messungen. Wie in Abschnitt 2.2.5 angedeutet, schließt sich nach dem induktiven Rand-

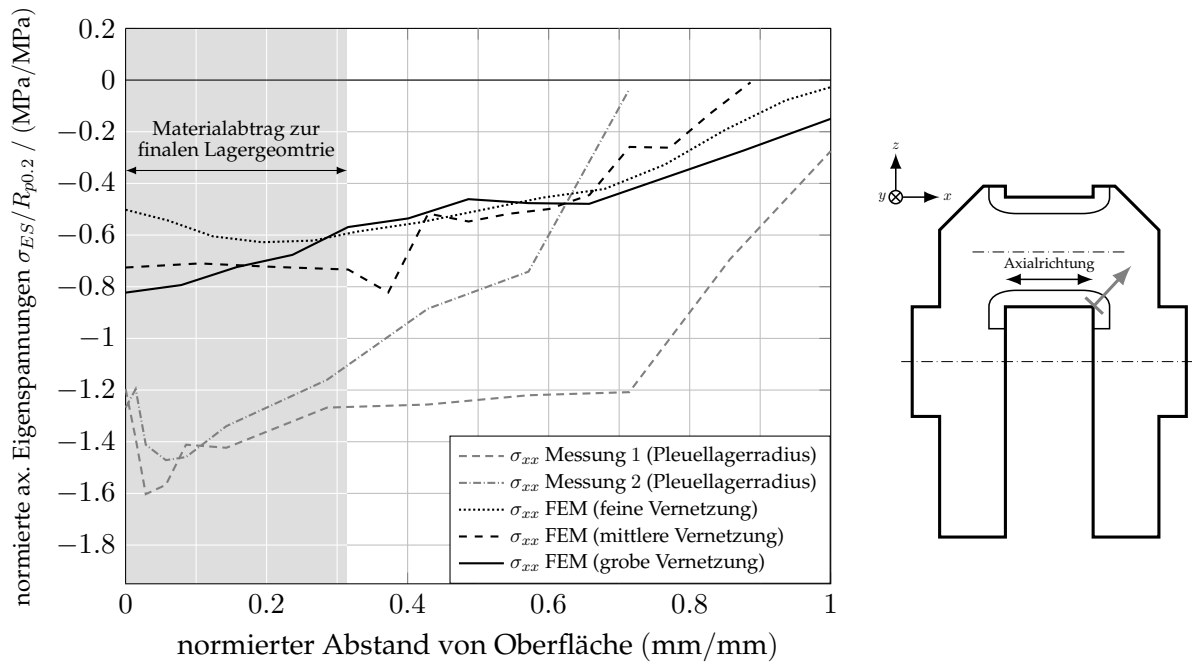


Abb. 5.23: Vergleich der axialen Eigenspannungen zwischen Messungen und numerischen Berechnungen inkl. Schleifoffset

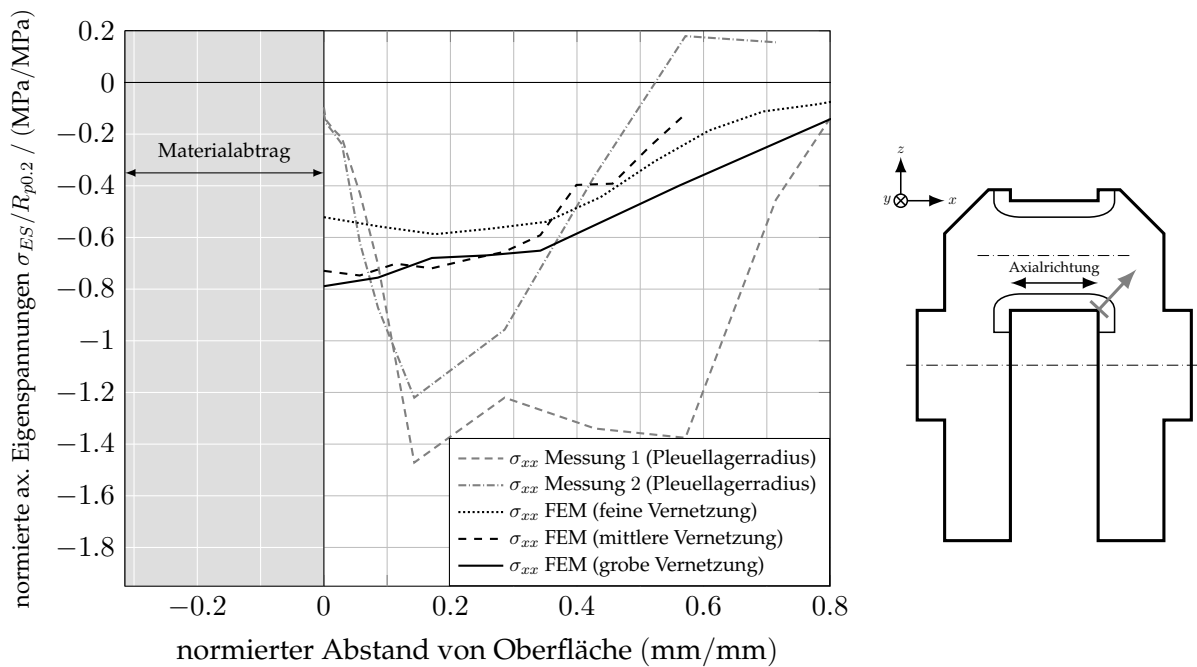


Abb. 5.24: Vergleich der axialen Eigenspannungen zwischen Messungen und numerischen Berechnungen ohne Schleifoffset

schichthärten von Kurbelwellen ein Materialabtrag durch drehende Fertigungsprozesse an. Die Eigenspannungsnachbildung aufgrund drehender Bearbeitung ist nicht Bestandteil der vorgelegten Arbeit und gemäß Forschungsstand von etlichen Parametern abhängig [Gru08, Lan05, Tie82]. Die Bereitstellung von numerisch berechneten Eigenspannungszuständen der finalen Kurbelwellenlagergeometrien erfolgt über ein Entfernen der zusätzlichen Elementschichten, wodurch sich ein innerer Spannungsausgleich ohne optionale fertigungsbedingte Einflüsse einstellt.

Abbildung 5.24 enthält die aus Abschnitt 4.3.3 bereitgestellten Eigenspannungstiefenprofile mit der Gegenüberstellung der drei FE-Netzgüten. Hierbei reduziert sich das vorige Druckeigenspannungsniveau direkt an der Oberfläche um rund 90 % durch den drehenden Zerspanungsprozess, was in den simulativen Verläufen keine Berücksichtigung findet. Die numerisch bestimmten Eigenspannungstiefenprofile nähern einen repräsentativen Druckeigenspannungszustand trotz vereinfachter Modellannahmen bereits ohne entsprechende Netzverfeinerung hinreichend gut und gewähren hinsichtlich Übergang in den Zugeigenspannungsbereich eine adäquate Übereinstimmung für den vorliegenden direkten Kurbelwellenvergleich (Messung 2). Weitere charakteristische Eigenspannungsverläufe über den kompletten Pleuellagerquerschnitt sind Abbildung E.1 f. ohne Berücksichtigung des Anlassens zu entnehmen.

5.3.4 Berücksichtigung des Anlassvorgangs

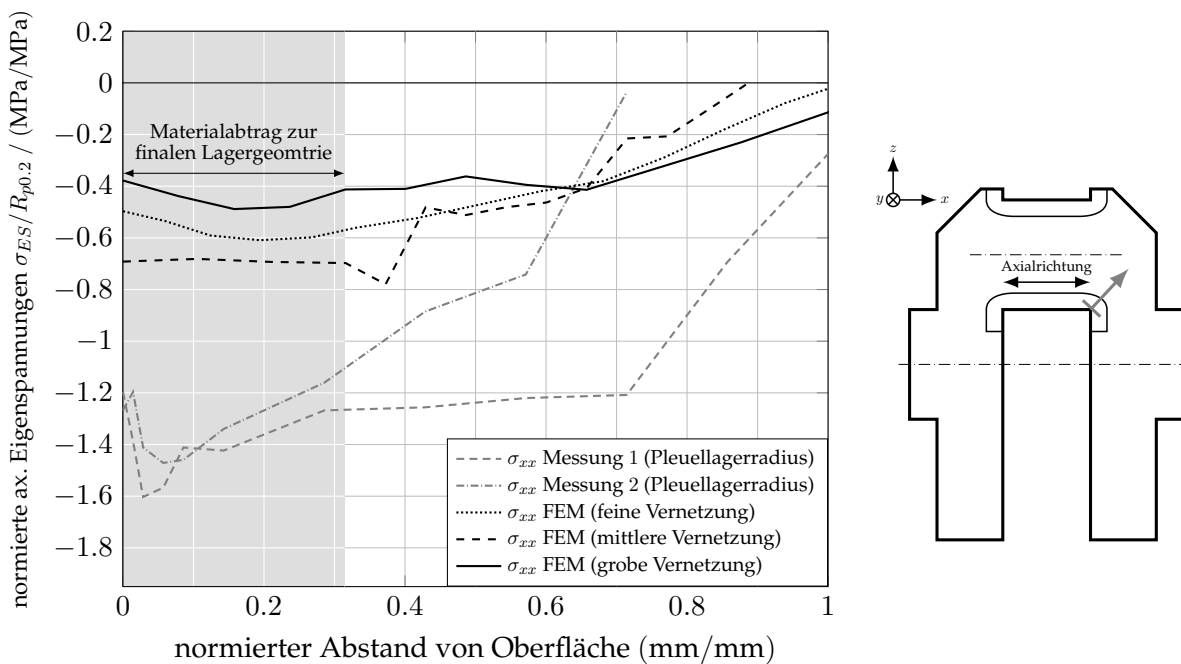


Abb. 5.25: Vergleich der axialen Eigenspannungen nach Anlassvorgang zwischen Messungen und numerischen Berechnungen inkl. Schleifoffset

Basis der Modellierung ist der Eigenspannungszustand nach komplettem Abkühlen aller Kröpfungsbereiche auf $T = 20^\circ\text{C}$ inklusive der abzutragenden Materialschicht. Da die martensitische Umwandlung abgeschlossen ist, folgen die temperaturabhängigen Materialeigenschaften (Elastizitätsmodul, Wärmeausdehnungskoeffizienten, Spannungsdehnungskurven) bis zur maximalen Anlassstemperatur (s. Abschnitt 5.2.4) ihren spezifischen Gefügewerten ohne die im

Rahmen der induktiven Randschichthärtung aufgestellten Umwandlungsbereiche zu passieren. Im Vergleich zu Abbildung 5.23 sind in Abbildung 5.25 je nach Netzvariante um rund 5 – 15 % reduzierte axiale Eigenspannungsverläufe ersichtlich. Auffällig ist der mit abnehmender Netzfeinheit größere Abfall der σ_{xx} -Tensorkomponente in Bauteiltiefenrichtung durch den Anlassvorgang, was mit der Elementwahl und -dicke zu begründen ist. In Analogie zum vorigen Abschnitt folgt der Materialabtrag durch Löschen der Offsetelemente zum Erzielen der finalen Lagergeometrie ohne zusätzliche Fertigungseinflüsse auf die Eigenspannungsentwicklung.

Der Spannungsausgleich innerhalb der Kröpfung ist in Abbildung 5.26 aufgeführt und resultiert in einem ausgeprägten Druckeigenspannungsniveau zwischen -0.7 MPa/MPa und -0.4 MPa/MPa im Bereich der Lagerhärtezone. Die realen Messungen zeigen dreh-/fräsbedingt geringere oberflächennahe Druckeigenspannungen und führen schließlich zu betragslich höheren Druckeigenspannungen als die simulierten Verläufe. Das Verhalten der Materialübergangsbereiche zum Grundgefüge konnte für sämtliche FE-Netzgüten in Anlehnung an die Schlibbilder (s. Abbildung 5.19) sowie Eigenspannungsmessungen genähert werden. Für die Entwicklung der durch den Anlassprozess resultierenden Eigenspannungen über den Pleuellagerquerschnitt wird auf Abbildung E.3 f. verwiesen.

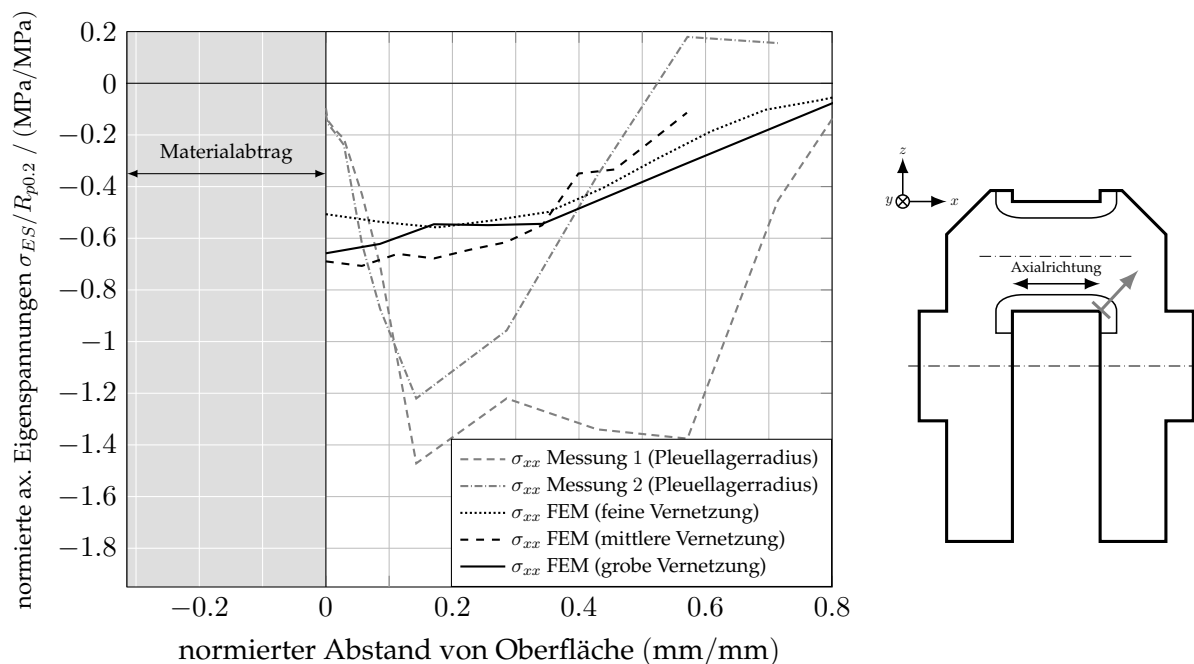


Abb. 5.26: Vergleich der axialen Eigenspannungen nach Anlassvorgang zwischen Messungen und numerischen Berechnungen ohne Schleifoffset

5.3.5 Zusammenfassung der numerischen Nachbildung charakteristischer Eigenspannungszustände an Kurbelwellenlagerbereichen

Innerhalb dieses Abschnittes wurde die numerisch genäherte Nachbildung von Bauteileigenspannungen an einer Kurbelwellenkröpfung beschrieben. Die Basis für die entkoppelte Berechnung bilden die transienten Bauteiltemperaturverläufe. Der Abgleich zwischen Temperaturmessung und der Modellierung via großflächiger Ersatzwärmequellen in Induktorform zei-

gen innerhalb der FEM valide Übereinstimmungen hinsichtlich Maximaltemperatur, Erwärm- und Abkühlverhalten. Am Beispiel des Pleuellagers liegen die berechneten Maximaltemperaturen höchstens 9 % (Tiefe a), 2 % (Kern) über sowie 4 % (Tiefe b) unter den Messwerten (s. Abbildung 5.8 f.). Ferner ist aufgrund des idealisierten Gefügeumwandlungsprozesses eine Bewertung der Härtetiefen durch die Maximaltemperatur gegeben und mit realen Schlibbildern vergleichbar. Neben den gelisteten temperaturabhängigen Kenngrößen für die thermische Berechnung bilden die Materialwerte Elastizitätsmodul, Wärmeausdehnungskoeffizient und die Kurven des Werkstoffplastizitätsverhaltens die Grundlage für die spannungsmechanische Modellierung des Eigenstresszustandes. Die Daten berufen sich auf die Raumtemperaturversuche (s. Tabelle 4.1) und wurden durch Literaturwerte ähnlicher Werkstoffe in höheren Temperaturbereichen ergänzt. Eine vereinfachte Anlasssimulation schließt die thermischen Bearbeitungsschritte ab und resultiert in einem charakteristischem Druckeigenstressverlauf von oberflächennahen Bauteilbereichen der induktivgehärteten Randschicht. Neben der Entwicklung von einzelnen Spannungstensorcomponenten über der Temperatur wird das Vorgehen durch Messwerte in der Lagerhohlkehle bestätigt. Die numerisch errechneten Eigenstressungen sind nach dem Anlassvorgang bis zu einer normierten Tiefe von 0.34 mm/mm durchschnittlich maximal 15 % unter den Druckeigenstressmessergebnissen von Kurbelwellenkröpfungen ähnlicher Geometrie. Aufgrund der verschiedenen schneidenden Vorbereitungsschritte einer Kröpfung zur Freilegung des Messbereichs werden die numerisch erzielten Eigenstressungen für eine anschließende rechnerische Lebensdauerbewertung als hinreichend genau erachtet. Die Vorgehensweise erweist sich somit für komplexe Bauteilgeometrien als industriell praktikable Methodik hinsichtlich des Einsatzes von Rechenzeit/-kapazität und daraus realisiertem Bauteileigenstresszustand für diesen Fertigungsschritt. Die Adaption an weitere Bauteilgeometrien, ähnliche Wärmebehandlungsprozesse und die Variation von Wärmefehleinträgen zur Generierung unterschiedlicher Härtetiefen ist gegeben.

6 Beitrag für die rechnerische Betriebsfestigkeitsbewertung von randschichtgehärteten Bauteilen

Durch die Verfügbarkeit von gefügespezifischen Schwingfestigkeiten sowie eines bauteilähnlichen Eigenspannungszustandes (s. Kapitel 4 & 5) konzentrieren sich folgende Ausführungen auf die Zusammenfassung selbiger zu einer rechnerischen Lebensdauerbewertung für randschichtgehärtete Bauteile. Zunächst erfolgt die Veranschaulichung des lokalen Beanspruchungszustandes der Kurbelwelle mit Bezug zu den mehrachsigen Probenversuchen am untersuchten Werkstoff. Mithilfe der begleitenden Probeneigenspannungsmessungen werden die erzielten Schwingfestigkeitsergebnisse korrigiert und resultieren beginnend von der Kurbelwellenlageroberfläche in einem tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubild für die Lebensdauerbewertung. Abschließend ist die vergleichende Bewertung der vorgeschlagenen Methode einem geläufigen Auslegungsregelwerk gegenübergestellt.

6.1 Untersuchung des lokalen Bauteilbeanspruchungszustandes

Die in Abbildung 2.9 abgebildete Einteilung der Beanspruchungsarten basiert auf der allgemeinen Definition der proportionalen Beanspruchung nach [Rad07] nach der innerhalb des gesamten Beanspruchungszeitverlaufs t alle Komponenten des Spannungstensors $\sigma_{ij}(t)$ zum Ausgangstensor $\sigma_{ij}(t = 0)$ mit einem beliebigen zeitabhängigen Skalar proportional zueinander bleiben. Des Weiteren beschreibt [Soc00] Beanspruchungszeitverläufe mit der Eigenschaft konstanter Hauptachsenrichtungen über der Zeit t als proportional.

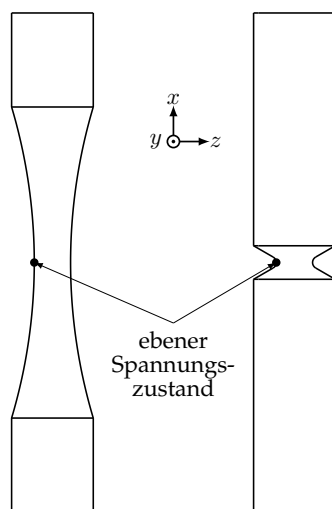


Abb. 6.1: Oberflächenpunkte Probekörper

Zur grafischen Darstellung von mehrachsigen Beanspruchungen bietet sich das zeitliche Studium des Spannungskreises nach MOHR an. Für lastfreie Oberflächen und dem somit vorliegenden ebenen Spannungszustand soll dessen Visualisierung am Beispiel der beiden Probengeometrien im kritischen Querschnitt erfolgen. Das in Abbildung 2.16 dargestellte infinitesimal kleine Würfelement bildet für den Fall mit einer Schnittebene ohne Normal- und Schubspannungen den zweiachsigen Spannungszustand ab [Iss04]:

$$\sigma_{zz} = \tau_{zx} = \tau_{zy} = 0 \quad (6.1)$$

Der Spannungstensor σ_{ij} reduziert sich an der Oberfläche auf die drei unabhängigen Spannungstensorkomponenten σ_{xx} , σ_{yy} und τ_{xy} zu:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} \end{bmatrix} \quad (6.2)$$

Die Anwendung auf die gefertigten Probekörper ist für die markierten Punkte im kartesischen Koordinatensystem in Abbildung 6.1 veranschaulicht. Der Spannungskreis nach MOHR ermöglicht durch das Auftragen von Normal- und Schubspannungskomponenten die Ermittlung der Hauptspannungen sowie des dazugehörigen Hauptachsenwinkels. Für den in Gleichung 6.2 angegebenen Tensor ergibt sich im $\sigma - \tau$ Diagramm die Abszissenmittelpunktcoordinate M_{Mohr} und der Radius R_{Mohr} zu:

$$M_{\text{Mohr}} = \frac{1}{2} (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad (6.3)$$

$$R_{\text{Mohr}} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (6.4)$$

Die Kenntnis dieser Hilfsgrößen resultiert in den Hauptspannungen σ_I, σ_{II} und dem Winkel α zwischen Abszisse und erster Hauptspannungsachse:

$$\sigma_{I/II} = M_{\text{Mohr}} \pm R_{\text{Mohr}} \quad (6.5)$$

$$\alpha = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{-2\tau_{xy}}{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}\right) \quad (6.6)$$

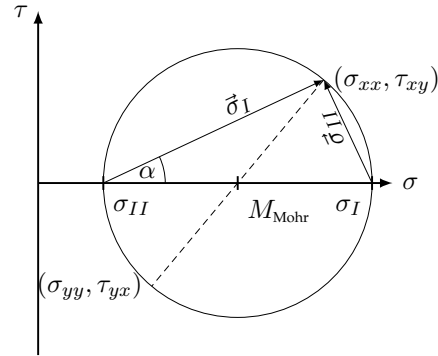


Abb. 6.2: Spannungskreis nach MOHR (schematisch)

Die gelisteten Kenngrößen sind in Abbildung 6.2 schematisch skizziert [Moh14]. In Anlehnung an [Ban90] erfolgt die Betrachtung der unter Abschnitt 4.2.6 beschriebenen proportionalen Beanspruchung bei einem konstanten Spannungsverhältnis von $R = -1$. Beispielhaft ruft dies an der ungekerbten Probe eine maximale Normalspannungsamplitude von $\sigma_{xx} = 100$ MPa hervor. Die phasengleiche Torsionsspannungsamplitude beträgt im Betrachtungspunkt $\tau_{xy} = \sigma_{xx}/\sqrt{3} \approx 57.7$ MPa. Zur Generierung der BZV ist die FE-Probengeometrie mit einem sinusförmigen Torsions- und Biegemoment beaufschlagt worden. Letzteres stellt aufgrund der im Versuch vorherrschenden Umlaufbiegung eine Vereinfachung dar. Im Betrachtungspunkt sind bei der linear elastischen Berechnung keine Veränderungen zu erwarten. Abbildung 6.3 beinhaltet die jeweiligen Verläufe der Spannungstensorcomponenten, der Hauptnormalspannungen und des Winkels zwischen der Abszisse und der σ_I für ein Schwingenspiel bei einer fiktiven Frequenz von $f = 1$ Hz. Der gleichphasige Verlauf resultiert für $\sigma_{xx} = \tau_{xy} \neq 0$ in einem konstanten Winkel zwischen der Abszisse und der betraglich größten Hauptspannung. Des Weiteren befindet sich zu jedem Zeitpunkt t der Spannungskreis nach MOHR mit zwei Schnittpunkten auf der Ordinate, da an der ungekerbten Probenoberfläche $\sigma_{yy} = 0$ gilt. Die Beaufschlagung der gekerbten Probengeometrie (s. Abbildung F.1) durch idente Nennspannungsamplituden ist durch folgende Merkmale gegenüber den ungekerbten Verläufen gekennzeichnet:

- ▷ identischer $\alpha - t$ Verlauf,
- ▷ lokal erhöhte Längsspannungsamplitude σ_{xx} gemäß Kerbwirkung (s. Abbildung 2.20),
- ▷ querkontraktionsbedingte, phasengleiche Spannungsamplitude in Umfangsrichtung σ_{yy} ,
- ▷ ein Schnittpunkt des Spannungskreises nach MOHR liegt auf der Ordinate,
- ▷ Radialspannung σ_{zz} sinkt zur Oberfläche hin ab (ebener Spannungszustand),
- ▷ Durchmesservergrößerung und Erweiterung des translativen Bereiches auf der Abszisse des Spannungskreises nach MOHR durch den kerbbedingten Anstieg der Spannungstensorcomponenten $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \tau_{xy}$.

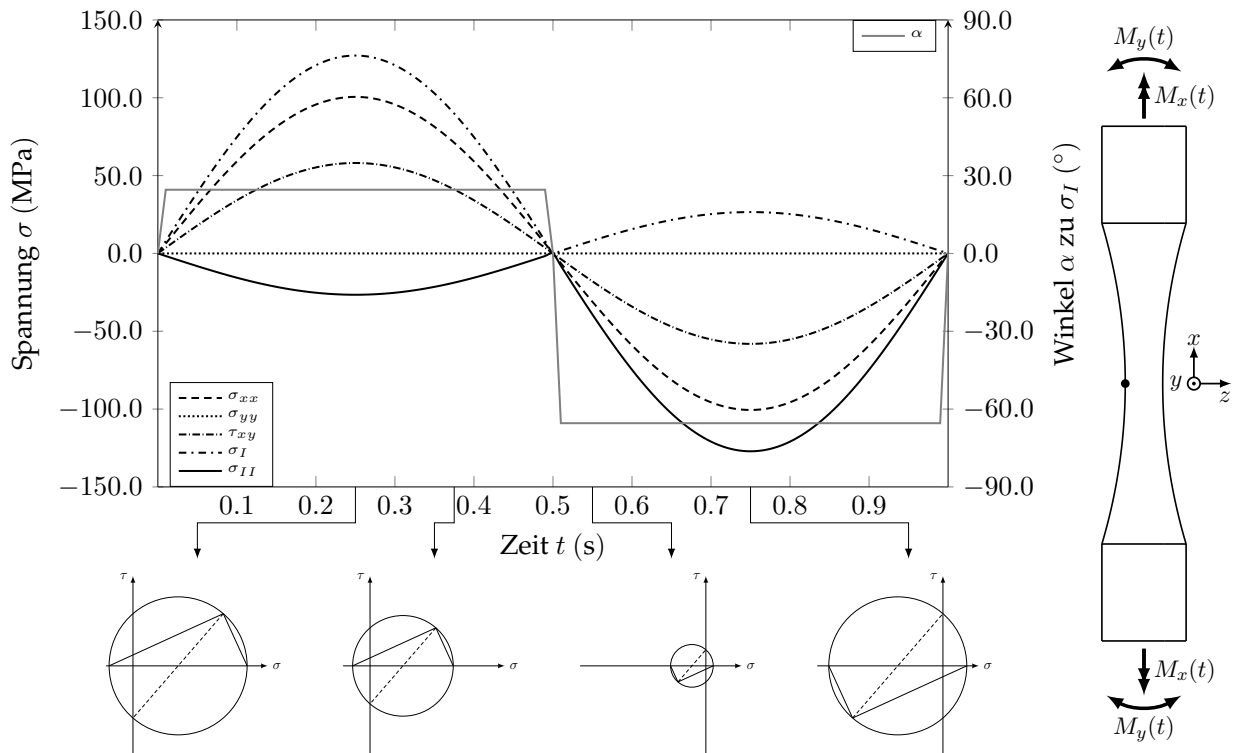


Abb. 6.3: BZV ungekerbte Probe unter kombinierter gleichphasiger Biegung und Torsion zzgl. ausgewählter Spannungskreise nach MOHR

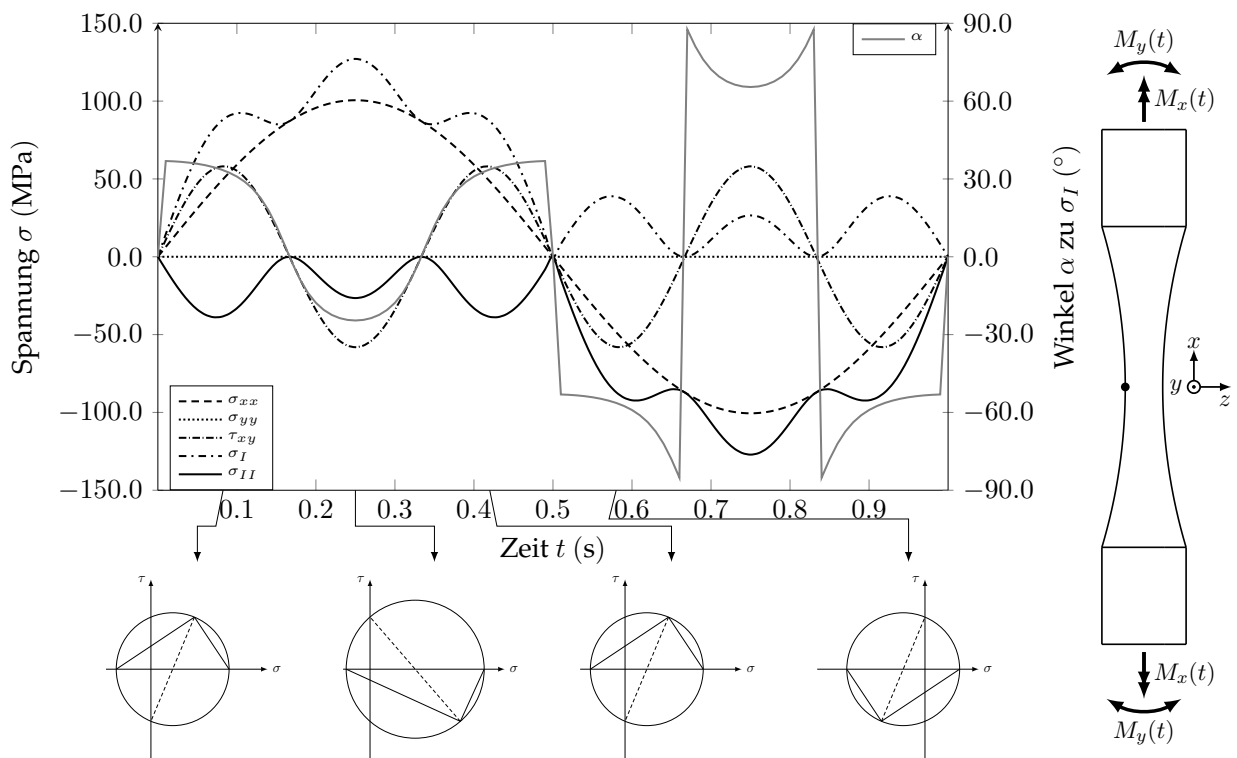


Abb. 6.4: BZV ungekerbte Probe unter kombinierter frequenzverschobener Biegung und Torsion ($f(\text{Torsion})/f(\text{Biegung}) = 3$) zzgl. ausgewählter Spannungskreise nach MOHR

Neben der konstant mehrachsigen Beanspruchung sind experimentelle Untersuchungen asynchroner Zyklenformen durch unterschiedliche Frequenzen ($f(\text{Torsion})/f(\text{Biegung}) = 3$) von Umlaufbiegung und Torsion in Anlehnung an [Fro06] an beiden Probenformen vollzogen worden. Der BZV an der ungekerbten Probe unter den genannten Bedingungen der proportionalen überlagerten Beanspruchung (Amplitudenverhältnis und beispielhafte Umlaufbiegefrequenz) ist Abbildung 6.4 zu entnehmen. Ersichtlich ist, dass pro Umlaufbiege- drei Torsionslastwechsel auftreten. Im Gegensatz zur proportionalen Beanspruchung ist ein Pendeln der ersten Hauptachsenrichtung innerhalb des ersten halben Biegeschwingspiels zwischen $\alpha = 37^\circ \dots -25^\circ$ beobachtbar, welches sich für die zweite Hauptspannungsrichtung in der zweiten Hälfte wiederholt. Der Verlauf der gekerbten Probe unter dieser Beanspruchung ist in Anhang F (s. Abbildung F.2) aufgeführt. Der auf S. 110 stichpunktartige Vergleich von ungekerbter und gekerbter Probe ist bis auf die Lage des Spannungskreises nach MOHR für den frequenzverschobenen Fall ident. Der Verlauf der ersten Hauptspannung σ_I ist in der zweiten Hälfte des Biegeschwingspiels durch negative Spannungswerte geprägt, wodurch sich Zeitpunkte ergeben, innerhalb derer sich kein Punkt des Spannungskreises nach MOHR auf der Ordinate befindet. Analog sind bis $t = 0.5 \text{ s}$ Spannungswerte für $\sigma_{II} > 0 \text{ MPa}$ festzustellen.

Der in der Literatur [Bol14, Hai06, Rad07] vielfach herangezogene Fall der nichtproportionalen mehrachsigen Beanspruchung mit einer Phasenverschiebung von 90° zwischen Biege- und Torsionsamplitude ist in Anhang F trotz nicht durchgeführter experimenteller Grundlage (s. Abschnitt 4.2.7) für den ungekerbten (s. Abbildung F.3) und gekerbten (s. Abbildung F.4) Probekörper ergänzend dargestellt. Beide Diagramme beinhalten den mit nahezu konstanter Winkelgeschwindigkeit rotierenden Spannungskreis nach MOHR, was durch den annähernd linear steigenden Verlauf von α im $\alpha - t$ Diagramm ablesbar ist. Des Weiteren schwankt der Durchmesser des MOHRschen Kreises über das gesamte Schwingspiel nur minimal.

Die Untersuchung von nichtproportionalen zyklischen Beanspruchungen wird in der Literatur (z.B. [Ban90, Bol14, Fro06]) u.a. durch experimentelle Befundungen ungekerbter Probestäbe vollzogen. Die bisherigen Diagramme liefern die direkte Gegenüberstellung der numerischen Untersuchungen zwischen ungekerbter und gekerbter Probenformen für den proportionalen

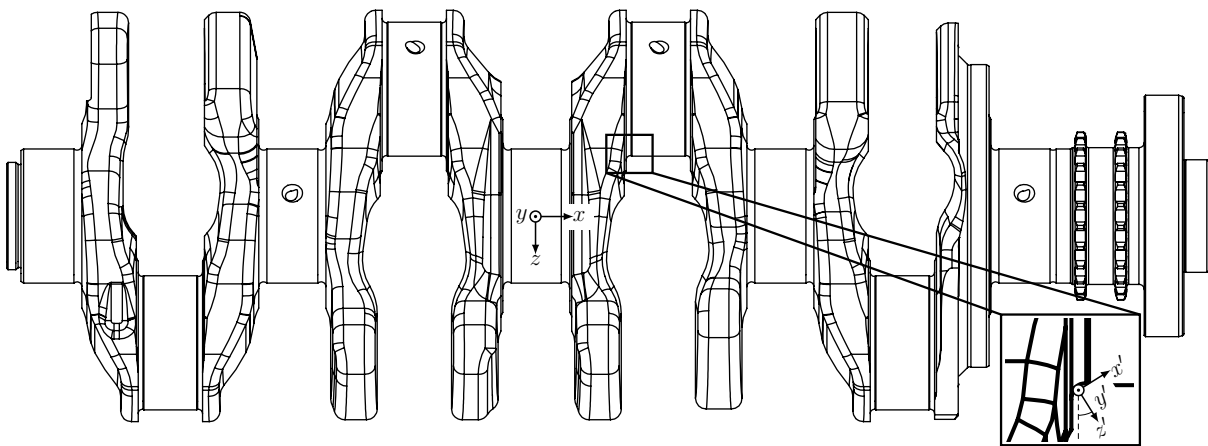


Abb. 6.5: Vierzylinder Kurbelwelle inkl. Motor- und lokalem Hohlkehlenkoordinatensystem

(s. Abbildung 6.3 und Abbildung F.1), frequenzverschobenen (s. Abbildung 6.4 und Abbildung F.2) und phasenverschobenen (s. Abbildung F.3 & Abbildung F.4) Anwendungsfall. Im Folgenden sind diese Verläufe als Vergleichsbasis für den Bauteilbezug heranzuziehen. In Abbildung 6.5 ist die als Probenquelle deklarierte Vierzylinderkurbelwelle im Motorkoordinaten-

system x, y, z ersichtlich. Durch die Nutzung von Softwarepaketen auf Basis der Mehrkörper-simulation (MKS) lassen sich an FE-Knoten beliebige Spannungstensorzeitinformationen der mittels finiter Elemente vernetzten Kurbelwelle numerisch nähern. Für einen FE-Knoten in der Lagerhohlkehle des dritten Zylinders soll dies beispielhaft für eine Drehzahl von $6\,500\text{ min}^{-1}$ vollzogen werden. Die aus der MKS gewonnenen Daten im globalen Motorkoordinatensystem sind in Abbildung G.1 (links) für zwei Kurbelwellenumdrehungen auf die Streckgrenze des Grundmaterials normiert dargestellt. Der betrachtete FE-Knoten befindet sich an der Radiusoberfläche innerhalb der $x - z$ Ebene, wodurch eine Koordinatentransformation des Spannungstensors σ_{ij} durch die Nutzung der Transformationsmatrix T zu vollziehen ist.

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (6.7)$$

$$T = \begin{bmatrix} \cos \beta & 0 & -\sin \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \beta & 0 & \cos \beta \end{bmatrix} \quad (6.8)$$

T impliziert die Rotation des Koordinatensystems um die y Achse mit $\beta \approx 32^\circ$ in mathematisch positiver Richtung. Die Koordinatentransformation resultiert in der Einhaltung von Gleichung 6.1. Nach [Alt12] ist folgende Matrizenmultiplikation durchzuführen:

$$\sigma_{ij'} = T \cdot \sigma_{ij} \cdot T^T \quad (6.9)$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx'} & \tau_{xy'} & \tau_{xz'} \\ \tau_{yx'} & \sigma_{yy'} & \tau_{yz'} \\ \tau_{zx'} & \tau_{zy'} & \sigma_{zz'} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \beta & 0 & -\sin \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \beta & 0 & \cos \beta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \beta & 0 & \sin \beta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \beta & 0 & \cos \beta \end{bmatrix} \quad (6.10)$$

Der transformierte Spannungstensorzeitverlauf ist in Abbildung G.1 (rechts) dargestellt, wobei die Spannungstensorkomponenten $\sigma_{xz'}$, $\sigma_{yz'}$ und $\sigma_{zz'}$ normierte Spannungswerte abweichend von 0 annehmen, was auf geringfügige numerische Ungenauigkeiten hindeutet und im Folgenden vernachlässigt wird.

In Analogie zu den beiden Probenformen unter der proportionalen und verschiedenen nicht-proportionalen Beanspruchungen schließt sich in Abbildung 6.6 die Darstellung für den zweiachsigen transformierten Spannungszustand an. Die maximalen Amplituden im Zug- und Druckbereich sind bei allen drei Tensorkomponenten betraglich annähernd gleich, wodurch global betrachtet eine wechselnde Beanspruchung ($R = -1$) neben diversen kleineren Schwingungen pro zwei Kurbelwellenumdrehungen auftritt. Die Schubkomponente pendelt mehrfach um 0 und befindet sich mehrheitlich im schwellenden Beanspruchungsbereich. Die visualisierten Spannungskreise nach MOHR und der $\alpha - t$ Verlauf verdeutlichen den permanent rotierenden Zustand der Hauptachsen abseits der bisherigen unter Laborbedingungen untersuchten mehrachsigen Probenschwingversuche.

Um einordnen zu können, welche Schädigungs- bzw. Festigkeitshypothesen das Werkstoffverhalten treffsicher für die auftretenden mehrachsigen Beanspruchungszustände abbildet, ist zur objektiven Beurteilung ein Grad der Nichtproportionalität sinnvoll. In der Literatur findet die Formulierung nach [Kan79] für f_{NP} häufig Anwendung [Rad07]. [Bol14] postuliert drei Bedingungen für f_{NP} :

- ▷ $0 \leq f_{NP} \leq 1$, wobei $f_{NP} = 0$ den proportionalen und $f_{NP} = 1$ den *maximal möglichen nichtproportionalen* Beanspruchungszustand beschreibt,

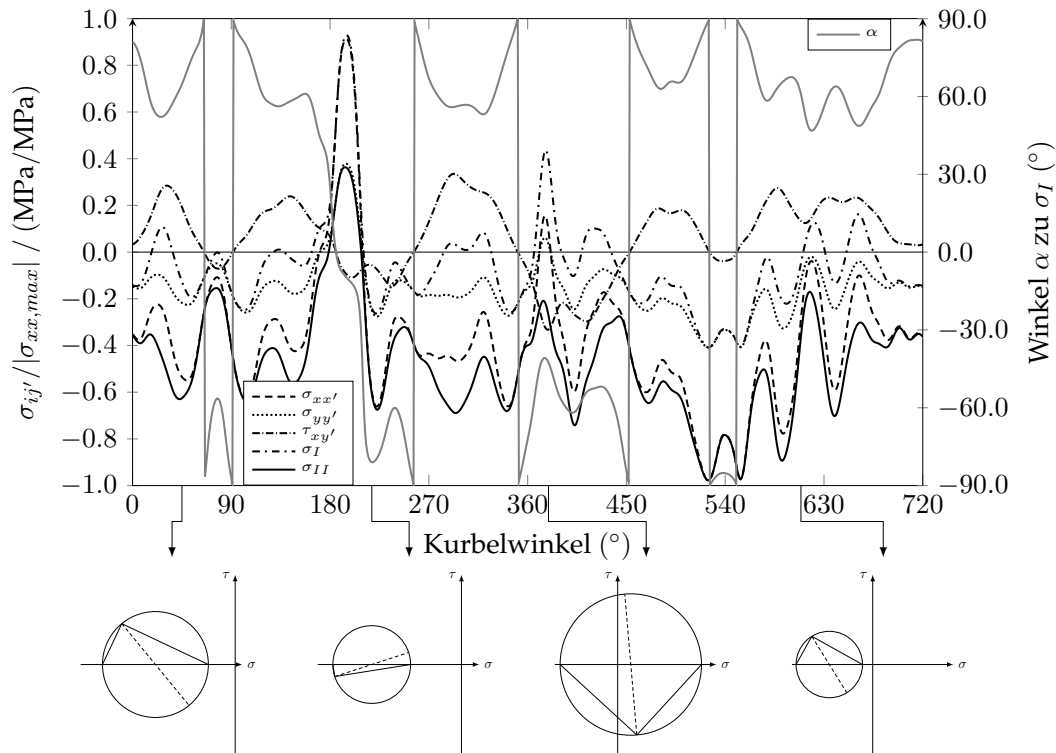


Abb. 6.6: BZV Pleuellager Nr. 3 eines 225 kW/450 Nm Vierzylinder Ottomotors für ein komplettes Arbeitsspiel (2 Wellenumdrehungen) bei $6\,500\text{ min}^{-1}$ im transformierten x', y', z' Koordinatensystem (s. Abbildung 6.5 rechts) zzgl. ausgewählter Spannungskreise nach MOHR

- ▷ f_{NP} ist unabhängig vom Koordinatensystem,
- ▷ f_{NP} ist für Beanspruchungen konstanter Amplituden sowie beliebiger zeitabhängiger Spannungstensorzeitverläufe definierbar.

In der Literatur existieren neben [Kan79] unterschiedliche Definitionen von Nichtproportionalitätsfaktoren. So stützt sich bspw. [Bol14] zur Ermittlung von f_{NP} auf den Korrelationskoeffizienten zwischen den Beanspruchungssignalformen. Des Weiteren entwickelt [Gai04] f_{NP} auf Basis des aufgespannten Spannungsraumes des jeweils vorliegenden Spannungstensors. Die gesamtheitliche Lage aller Spannungstensorzeitinformationen im Spannungsraum entscheidet den Grad der Nichtproportionalität. Letzteres Kriterium lässt sich aufgrund der Verfügbarkeit

Tab. 6.1: Vergleichswerte des Nichtproportionalitätsfaktors f_{NP} nach [Gai04] für verschiedene mehrachsige Beanspruchungen beider Probenformen und des simulierten BZV der Kurbelwelle in der Pleuellagerhohlkehle

BZV	ungekerbte Probe			gekerbte Probe			BZV Kurbelwelle bei $6\,500\text{ min}^{-1}$ (Abb. 6.6)
	gleichphasig (Abb. 6.3)	$f_\tau/f_\sigma = 3$ (Abb. 6.4)	Phase = 90° (Abb. F.3)	gleichphasig (Abb. F.1)	$f_\tau/f_\sigma = 3$ (Abb. F.2)	Phase = 90° (Abb. F.4)	
f_{NP}	0.00	0.87	0.98	0.00	0.64	0.61	0.41

in kommerziellen Lebensdauersoftwarepaketen ohne große Aufwände numerisch umsetzen und soll im Folgenden auf die bisher gezeigten Spannungstensorzeitverläufe vergleichend angewendet werden. Aufgrund der Nutzung eines Kriteriums für f_{NP} ist ein Relativvergleich zwischen den BZV möglich. Tabelle 6.1 listet für die bisher dargestellten BZV den dazugehörigen Nichtproportionalitätsfaktor nach [Gai04] auf. Bezugnehmend zur zeitlichen Entwicklung des Spannungskreises nach MOHR lässt sich am ungekerbten Probekörper festhalten, dass im Falle der Phasenverschiebung von 90° zwischen Biegung und Torsion der höchste Nichtproportionalitätsgrad erzielt wird. Der durch die vorliegende Kerbprobe erzielte Faktor f_{NP} unterscheidet sich geringfügig zwischen den beiden nichtproportionalen mehrachsigen BZV, was durch die zusätzliche Spannungskomponente in Umfangsrichtung für beide Verläufe kompensiert wird. Der beispielhafte simulierte Anwendungsfall in einem kritischen Bauteilbereich einer Kurbelwelle zeigt, dass bei steigenden Drehzahlen und somit trotz relativ vielen Schubspannungslastwechseln die Nichtproportionalität einen tendenziell geringen Stellenwert einnimmt, wodurch im vorliegenden Fall der Einfluss auf die Lebensdauer vernachlässigt wird.

6.2 Herleitung eines tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes von randschichtgehärteten Bauteilen

6.2.1 Korrektur der Schwingfestigkeitswerte am Beispiel der Zug/Druck Beanspruchung

Die Analyse der Bruchflächen ergab für den Grundwerkstoff überwiegend Anrisse beginnend von der Oberfläche, wodurch mit den ermittelten axialen Eigenspannungstiefenprofilen (s. Abschnitt 4.3.1) keine Korrektur der erzielten Wechsel- und Schwellfestigkeiten zu erfolgen hat. Demgegenüber steht die Fraktographie der martensitischen Proben mit mehrheitlichen Anrissen unter der Oberfläche, wobei Abbildung 6.8 vier mikroskopische Aufnahmen stellvertretend abbildet. Die weiterführende Untersuchung der Bruchausgänge der gehärteten Schwingproben via Rasterelektronenmikroskop (REM) liefert Rückschlüsse auf Werkstoffinhomogenitäten, welche schmiedebedingt aus einer Minderheit von Aluminiumoxid- oder einer Mehrheit von Mangansulfideinschlüssen bestehen. Der Großteil der Anrisse unterhalb der Oberfläche lässt sich auf einen Anriss im Grundgefüge oder darin enthaltenen Mangansulfidanreicherungen zurückführen. Die jeweiligen Anrissorte der ungekerbten Martensitproben bei wechselndem Spannungsverhältnis sind in Abbildung 6.7 erkennbar. Durch zusätzliche Eigenspannungsmessungen ist ersichtlich, dass der am häufigsten auftretende Anrissort im Zug-

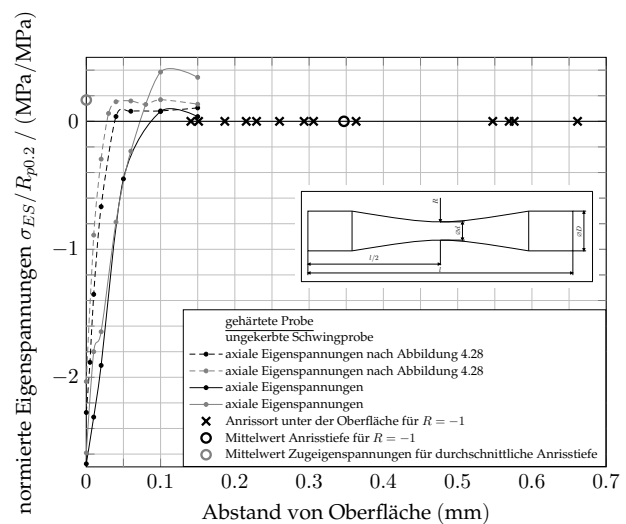


Abb. 6.7: Rissinitiationsorte ungekerbte, gehärtete Probe Zug/Druck ($R = -1$)

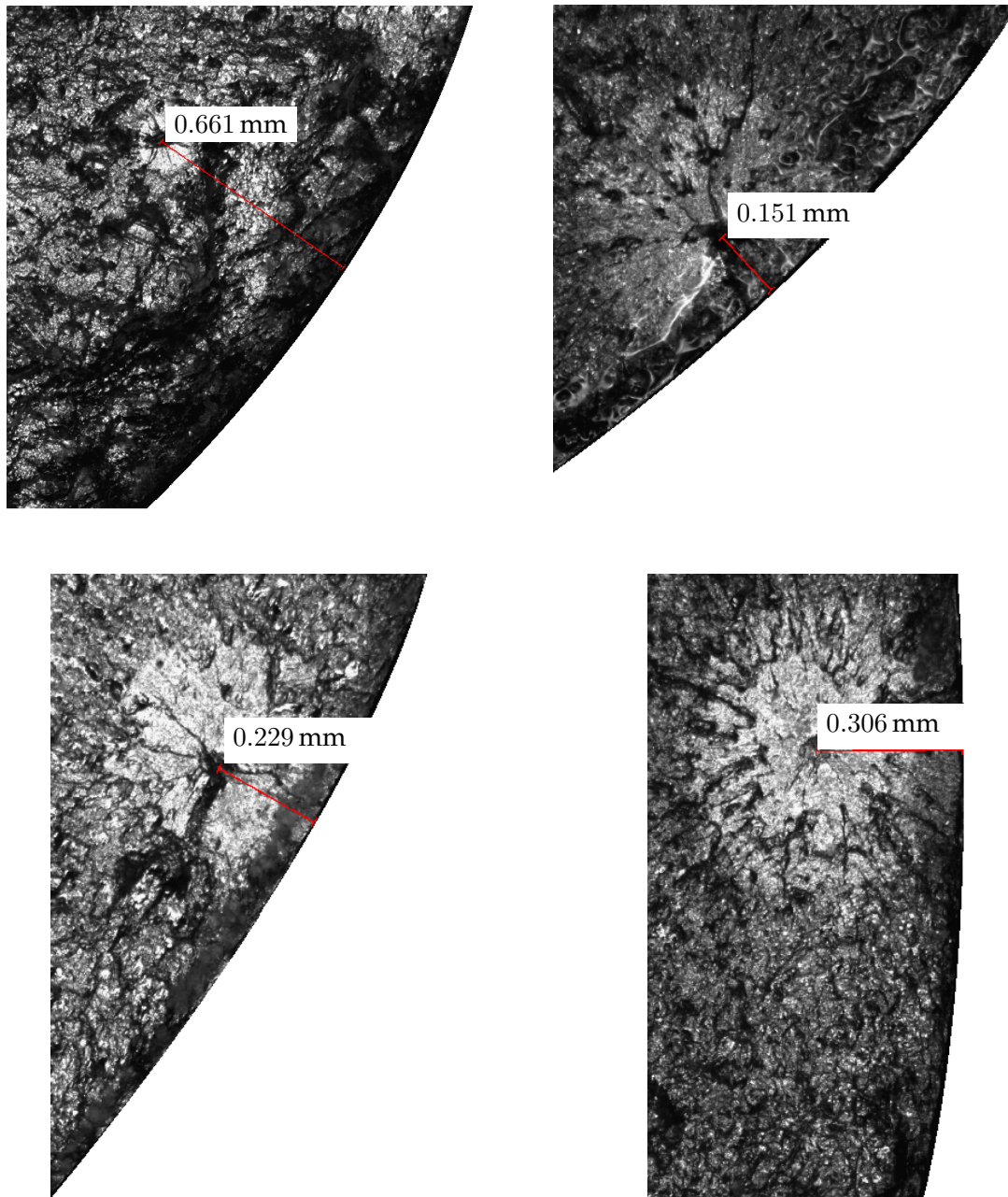


Abb. 6.8: Vermessung der Anrisstiefen ungekerbter, gehärteter Proben bei wechselnder Zug/Druck-Beanspruchung (Auswahl)

eigen Spannungsbereich stattfindet. Dessen Mittelwert dient als Korrekturbasis (Mittelspannung) der Zug/Druckwechsel- und Schwellfestigkeiten, welche in Tabelle 4.2 gelistet sind. Ohne Berücksichtigung des im Vergleich zur jeweiligen Schwingfestigkeit erzielten niedrigen axialen Zugeigen Spannungswertes führt dies zu einem konservativen Wechsel- und Schwellfestigkeitswert für die dauerfeste Bemessung. Die Konstruktion des Dauerfestigkeitsschaubildes nach HAIGH stützt sich neben Zugfestigkeit, Streckgrenze und den experimentell ermittelten Schwingfestigkeiten auf eine konstante Mittelspannungsempfindlichkeit vom Bereich der Druckschwell- zur Zugschwellfestigkeit in Anlehnung an die Literatur [Ren12]. Für die beiden Gefügestände resultiert dies in den Zug/Druck-Dauerfestigkeitsschaubildern, welche in Abbildung 6.9 visualisiert sind. Des Weiteren ist der um Zugeigen Spannungen korrigierte Verlauf

des Martensits dargestellt, welcher im Folgenden zur Herleitung eines tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes herangezogen wird. Der gemittelte axiale Eigenspannungswert fungiert hier als zusätzliche Mittelspannung, was die experimentellen Schwingfestigkeitswerte u.a. in positive Abszissenrichtung verschiebt.

Die Fraktographie sämtlicher Bruchflächen der gehärteten Schwingproben bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ erlaubt identische Rückschlüsse und wird aus Redundanzgründen nicht erneut dargestellt.

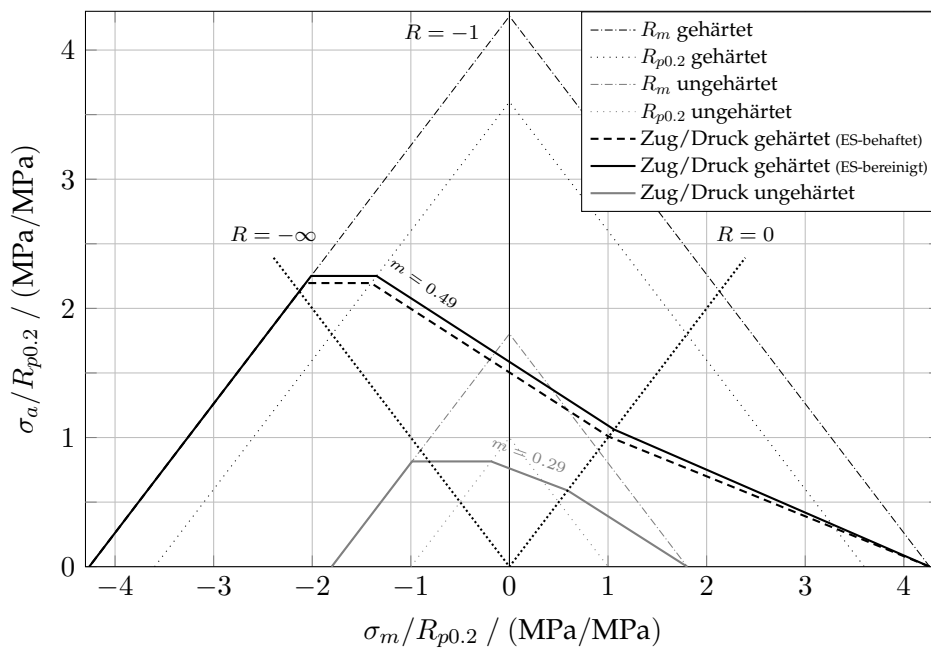


Abb. 6.9: Dauerfestigkeitsschaubilder der beiden Gefügestände für Zug/Druck Beanspruchung

6.2.2 Tiefenabhängiges Dauerfestigkeitsschaubild am Beispiel der Zug/Druck Beanspruchung

Basierend auf den experimentell ermittelten HAIGH-Diagrammen für den Grundwerkstoff und den um Zugeigenstressungen bereinigten Martensit erfolgt die Herleitung des tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes für randschichtgehärtete Bauteile am Beispiel eines Kurbelwellenpleuellagers. Die jeweiligen Festigkeitswerte errechnen sich im vorliegenden Anwendungsfall aus Näherungsformeln basierend auf der gemessenen Bauteilhärte.

In der Literatur (z.B. [Lan79, Pav08, Rad07, Ren12]) existieren zahlreiche funktionale Zusammenhänge zwischen den statischen Festigkeitskennwerten (R_m , $R_{p0.2}$) und der Werkstoffhärte für unterschiedliche Stähle. Aufgrund der Datenbasis von [Pav08] soll der vorliegende Werkstoff 1.1303 den linearen Beziehungen (s. Gleichung 6.11 f.) gegenübergestellt werden.

$$R_m = (3.734 \cdot (\text{HV}) - 99.8) \text{ (MPa)} \quad (6.11)$$

$$R_{p0.2} = (2.876 \cdot (\text{HV}) - 90.7) \text{ (MPa)} \quad (6.12)$$

Abbildung 6.10 zeigt die auf die Streckgrenze des Grundwerkstoffs und Härte des Martensits normierte Darstellung von Zugfestigkeit und Streckgrenze nach [Pav08] zzgl. der aus Abschnitt 4.1 gelisteten Zugversuchsdaten. Abgesehen von den minimalen Abweichungen bildet

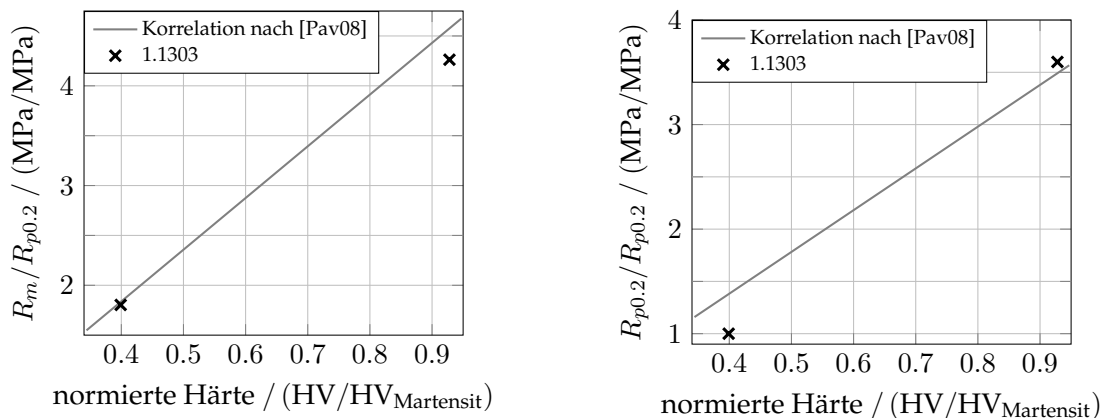


Abb. 6.10: Normierte Korrelation von Zugfestigkeit (links) und Streckgrenze (rechts) zur Härte nach VICKERS nach [Pav08] zzgl. experimentellen Ergebnissen des Werkstoffs 1.1303

der lineare Zusammenhang eine gute Korrelationsbasis für den Werkstoff 1.1303. Neben der rechten und linken Begrenzung auf der Abszisse im Dauerfestigkeitsschaubild nach HAIGH sind Wechselfestigkeitskennwerte und/oder Mittelspannungsempfindlichkeit ausschlaggebend für dessen Konstruktion, wobei Näherungsgleichungen existieren [Cas11, McK12, Ren12]. Nach etablierter Auslegungsvorschrift [Ren12] ergeben sich die in Gleichung 6.13 f. gelisteten linearen Zusammenhänge für Zug/Druckwechselfestigkeit sowie Mittelspannungsempfindlichkeit in Abhängigkeit der Zugfestigkeit.

$$\sigma_{ZD,W} = 0.4 \cdot R_m \quad (6.13)$$

$$M = 0.00035 \cdot R_m \quad (6.14)$$

Durch Einsetzen von Gleichung 6.11 kann die Abhängigkeit der gemessenen Härte erzielt werden. Der direkte Vergleich mit den experimentellen Befunden des Werkstoffs 1.1303 ist in Abbildung 6.11 visualisiert.

$$\sigma_{ZD,W} = 0.4 \cdot (3.734 \cdot (\text{HV}) - 99.8) \text{ (MPa)} \quad (6.15)$$

$$M = (0.00035 \cdot (3.734 \cdot (\text{HV}) - 99.8) - 0.1) \text{ (MPa)} \quad (6.16)$$

Da es sich bei den Literaturangaben um Näherungen auf Basis von etlichen Versuchsdaten handelt, sind für die zwei Stützstellen des vorliegenden Werkstoffs erneut Abweichungen erkennbar. Die aufgezeichneten Relationen von Zugfestigkeit, Streckgrenze, Wechselfestigkeit und Mittelspannungsempfindlichkeit von der Härte nach VICKERS erlauben die Konstruktion eines Dauerfestigkeitsschaubildes nach HAIGH. Durch die Nutzung der vier Gleichungen

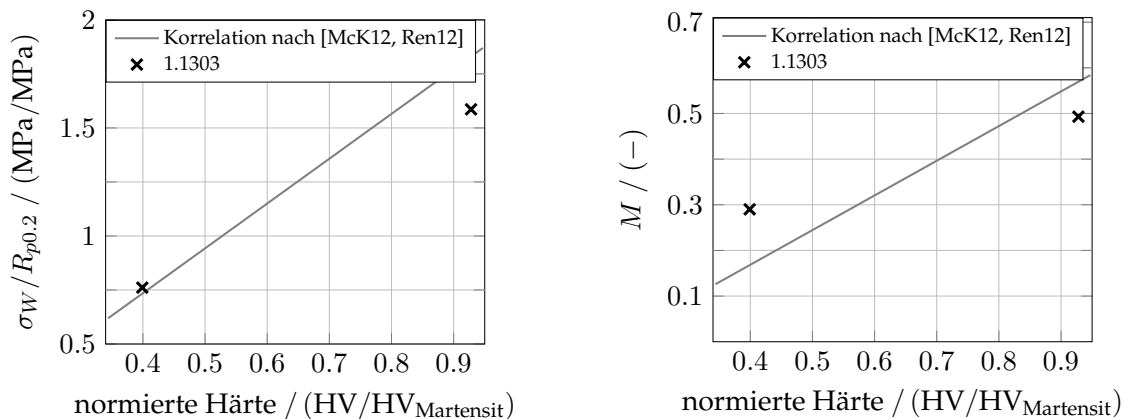


Abb. 6.11: Normierte Korrelation von Wechselfestigkeit Zug/Druck (links) und Mittelspannungsempfindlichkeit (rechts) zur Härte nach VICKERS nach [McK12, Pav08, Ren12] zzgl. experimentellen Ergebnissen des Werkstoffs 1.1303

in der jeweiligen Abhängigkeit der Härte nach VICKERS ergibt sich das in Abbildung 6.12 dargestellte dreidimensionale Dauerfestigkeitsschaubild nach HAIGH. Durch die jeweilige lineare Interpolation durch die zwei Versuchspunkte für Zugfestigkeit, Streckgrenze, (Zug/Druck-) Wechselfestigkeit und Mittelspannungsempfindlichkeit ist vergleichend das räumliche Dauerfestigkeitsschaubild des Werkstoffs 1.1303 aufgeführt, welches im Folgenden für die *dauerfeste* Betriebsfestigkeitsbewertung heranzuziehen ist.

Der Bauteiltiefenbezug des Pleuellagers generiert sich aus den Härtetiefenverläufen aus Abschnitt 4.3.3. Zur Überführung der Messverläufe in einen funktionalen Zusammenhang der Form $(\text{HV}) = f(\text{mm/mm}) = f(x)$ für beliebige Argumente $x = 0 \dots 1$ (mm/mm) bieten sich u.a. lineare oder Sigmoidfunktionen (s. Gleichung 6.17, [Bro01]) an.

$$f(x) = \text{sig}(x) = \frac{1}{1 + \exp^{-x}} = \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \tanh \frac{x}{2}\right) \quad (6.17)$$

Der stetige Funktionsverlauf (s. Abbildung 6.13) der Sigmoidfunktion ist prädestiniert für die funktionale Beschreibung der Härte in Abhängigkeit der Bauteiltiefe, wodurch für die zwei expliziten Bauteiltiefenmessverläufe die tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubilder auf Basis der nach [McK12, Pav08, Ren12] korrigierten Beziehungen in Abbildung 6.14 visualisiert sind. Die Übertragbarkeit des gezeigten Vorgehens auf Torsionsdauerfestigkeitsschaubilder ist aufgrund der Datenbasis (s. Tabelle 4.2) ebenfalls gegeben.

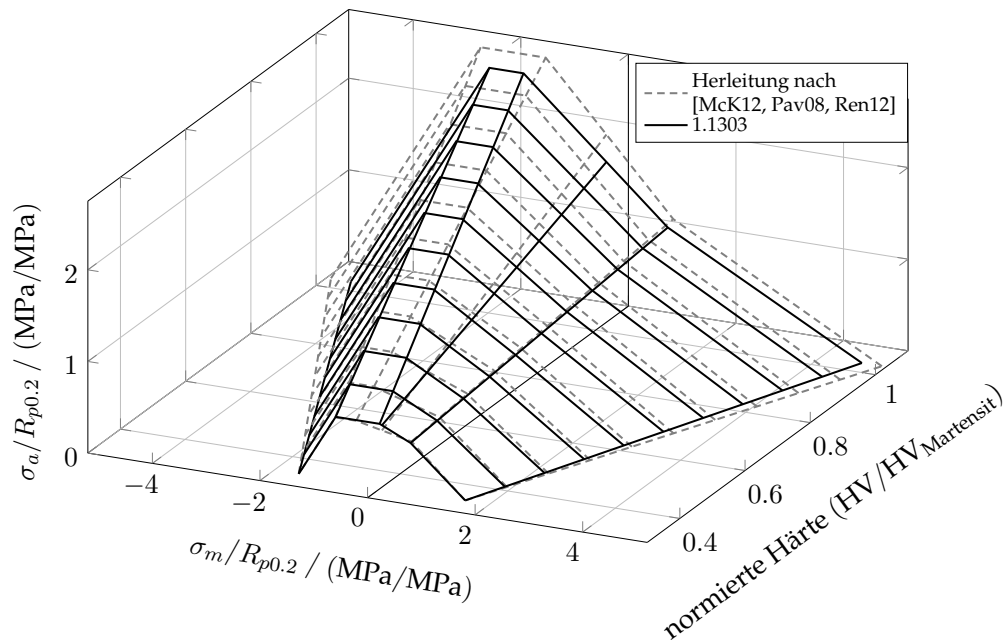


Abb. 6.12: Dauerfestigkeitsschaubilder für Zug/Druck Beanspruchung in Abhängigkeit der Härte nach VICKERS

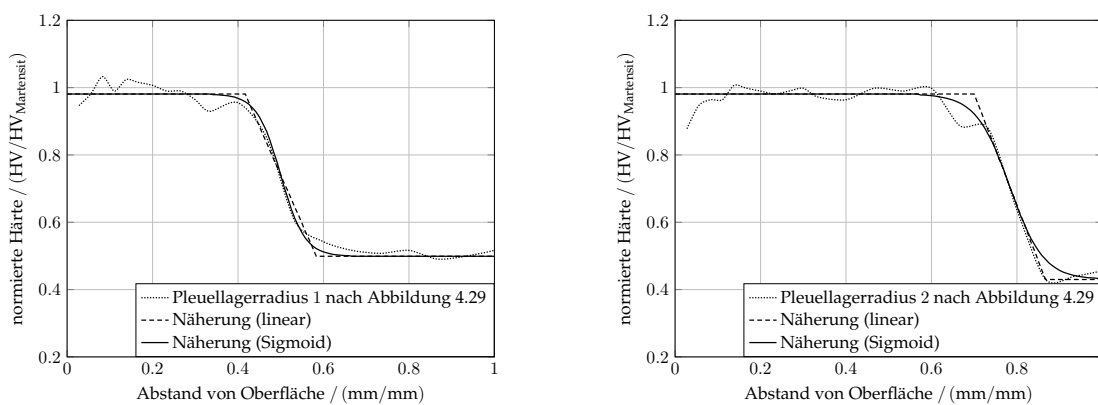


Abb. 6.13: Normierte Näherungen der Härtetiefenabhängigkeiten an zwei ausgewählten Pleuellagerradien (s. Abbildung 4.29)

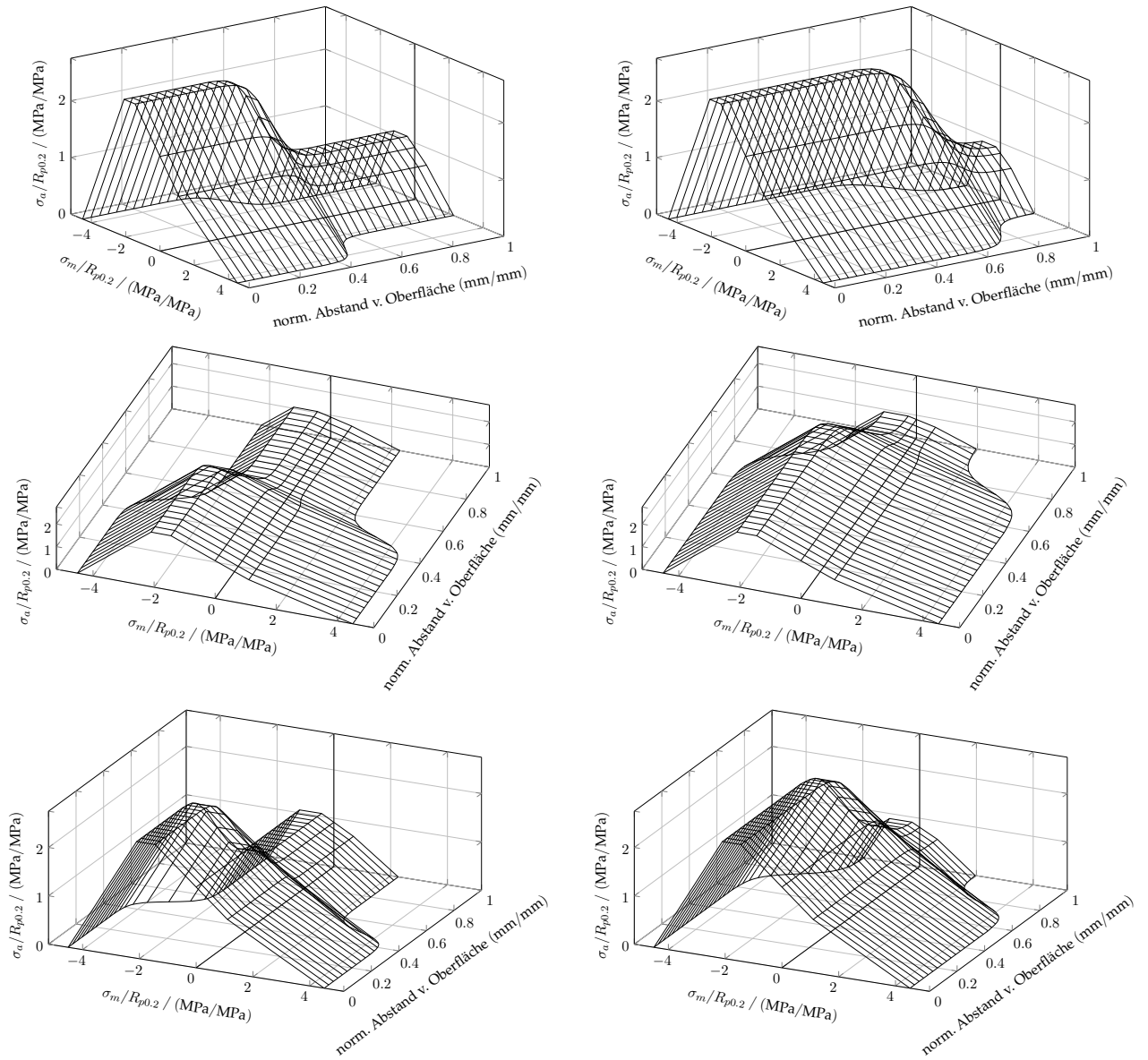


Abb. 6.14: Dauerfestigkeitsschaubilder (je drei Ansichten) für Zug/Druck Beanspruchung in Abhängigkeit der Tiefe für zwei ausgewählte Pleuellagerradien Nr. 1 (links) und 2 (rechts) (s. Abbildung 4.29)

6.3 Rechnerische Betriebsfestigkeitsbewertung an induktiv randschichtgehärteten Pleuellagerkröpfungen

Die mit Abschnitt 5.3.5 simulativ vorliegenden Eigenspannungszustände erlauben deren Einbeziehen in die Lebensdauerberechnung. Die experimentell hergeleiteten tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubilder bilden die Werkstofffestigkeiten für einen Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach [Ren12] (s. Abbildung 2.14). Gegenüberstellend zu der in der Ingenieurpraxis üblichen Vorgehensweise zur rechnerischen Bewertung der gesamten Pleuellagerkröpfungen über einen Drehzahlhochlauf [Erh10] findet im Folgenden der Abgleich der bisher erzielten Ergebnisse mit Schwingfestigkeitsversuchen auf Komponentenebene aufgrund bereits bestehender Testergebnisse von Pleuellagerkröpfungen statt. Typischerweise werden Pleuellagerkröpfungen jeweils separat auf zyklische Biegung und Torsion geprüft, da dies die dominierenden Belastungsarten im verbrennungsmotorischen Betrieb sind. Die Komponentenprüfung unter der Beanspruchung einer Biegelast der Kröpfung verursacht ein Zusammendrücken bzw. Auseinanderziehen der Kröpfungsgewichte. Der reduzierte Lastfall ohne Prüfstandsaufbauten ist in Abbildung 6.15 ersichtlich. Zur Übertragung auf den verbrennungsmotorischen Betrieb entspricht dies vereinfacht dem Zündlastfall. Die im Komponentenversuch hochbeanspruchten Bauteilbereiche befinden sich in den Pleuellagerhohlkehlen. Als Beispiellastfall wird die Pleuellagerkröpfung unter einem Lastverhältnis von $R = -1$ nach dem in Abschnitt 2.4.2 aufgeführten Treppenstufenverfahren geprüft. Die Abbruchschwingspielzahl ist $N = 5\,000\,000$ LW. Nach Auswertung sämtlicher Pleuellagerkröpfungen (Durchläufer, Brüche) resultiert dies in einem Biegemoment mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{0}} = 50\%$, welches folglich für die FE-Kröpfung (s. Abbildung 5.7) herangezogen wird. Die belastungsinduzierten Spannungen der Kröpfung wurden durch eine strukturmechanische FEM Simulation ermittelt. Für die Gegenüberstellung der *dauerfesten* Lebensdauerbewertung ergeben sich die gelisteten Materialvarianten.

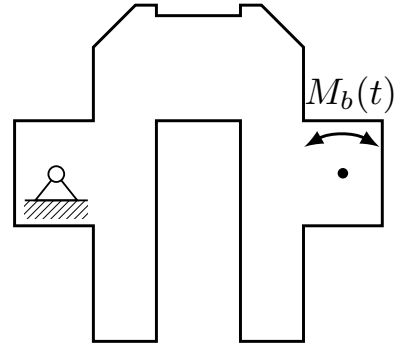


Abb. 6.15: Pleuellagerkröpfung unter Biegung im Versuch

- ▷ Variante 1: Werkstoff 1.1303, ungehärtetes Grundmaterial
- ▷ Variante 2: Werkstoff 1.1303, ungehärtetes Grundmaterial zzgl. Randschichtfaktor *Induktionshärten* gemäß [Ren12] (s. Tabelle 2.5) im gesamten Oberflächenbereich des Pleuellagers
- ▷ Variante 3: Werkstoff 1.1303, ungehärtetes Grundmaterial zzgl. maximalem Randschichtfaktor *Induktionshärten* $K_V = 2.50$ gemäß [Ren12] (s. Tabelle 2.5) im gesamten Oberflächenbereich des Pleuellagers
- ▷ Variante 4: Werkstoff 1.1303, ungehärtetes Grundmaterial und um Eigenspannungen korrigierte Martensitschwingfestigkeiten für lageroberflächennahe Bereiche gemäß Eigenspannungssimulation ohne numerisch generierte Eigenspannungen
- ▷ Variante 5: Werkstoff 1.1303, ungehärtetes Grundmaterial und um Eigenspannungen korrigierte Martensitschwingfestigkeiten für lageroberflächennahe Bereiche gemäß Eigenspannungssimulation inklusive numerisch generierter Eigenspannungen nach dem vereinfachten Anlassvorgang

Aufgrund der untersuchten FE-Netzgüte (s. Abbildung 5.22 links) reduziert sich das idealisierte tiefenabhängige Dauerfestigkeitsschaubild aus Abbildung 6.14 auf ein Zweischichtmodell basierend auf den experimentell ermittelten Versuchsdaten (s. Abschnitt 4.2 ff.) für das Grundgefüge und die martensitische Lagerrandschicht.

Wie bereits in Abschnitt 2.3 begründet, wird für komplexe Geometrien ohne große plastische Dehnungsanteile im Rahmen einer *dauerfesten* Auslegung auf lokale spannungsbasierte Konzepte zurückgegriffen. Als Ergebnis der FEM erhält der Anwender je nach Elementwahl und/oder Diskretisierung in kritischen Bauteilbereichen numerisch genäherte Spannungstensorinformationen der gesamten Komponente, welche zur Bewertung des Festigkeitsverhaltens heranzuziehen sind. Die Übertragung der Probenschwingfestigkeitsergebnisse auf das Bauteil erfolgt nach Abbildung 6.16. Basierend auf einer linear-elastischen FEM Simulation liegen die Spannungstensorinformationen der Kröpfung vor. Die *dauerfeste* rechnerische Lebensdauerbe-

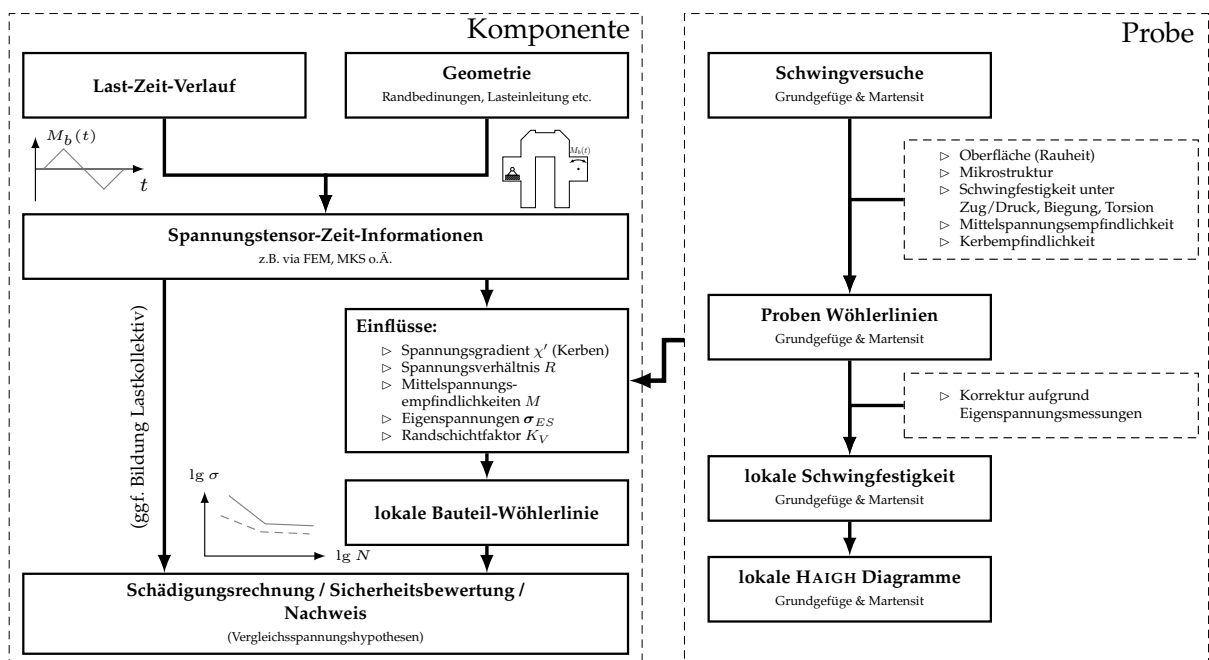


Abb. 6.16: Schema für die rechnerische Lebensdauerbewertung basierend auf dem Kerbspannungskonzept, eigene Darstellung nach [Dob18, Eic89, Fro06]

wertung stützt sich folglich auf das Einflussgrößenverfahren [Ung98], welches ein hybrides Konzept aus gängigen technischen Regelwerken [Ren12, Tec74] und empirisch begründeten Ansätzen zur Bestimmung lokaler Bauteilwöhlerlinien am jeweiligen FE-Knoten darstellt. Die Wahl des Konzepts wird durch die hohe statistische Zuverlässigkeit dieser Vorgehensweise begründet [Ung98]. Zur Gewähr der direkten Vergleichbarkeit ist die Berechnung für alle Materialvarianten ident. Die Berechnung der lokalen Bauteilwöhlerlinie in Abhängigkeit vom bezogenen Spannungsgradienten χ' ist in Gleichung 2.36 zu finden, wobei die Exponenten K_D für die lokale Dauerfestigkeit durch die durchgeführten Versuche an ungekerbten Proben unter Umlaufbiegung und gekerbten Geometrien sämtlicher Versuchsarten für beide Gefügestände angepasst wurden. In Materialvariante 2 erfolgt die Berücksichtigung der festigkeitssteigernden Maßnahme des Induktionshärtens über einen zusätzlichen Sicherheitsbeiwert im Oberflächenbereich des Pleuellagers, wobei sich die Spannweite gemäß Tabelle 2.5 für die Kerbform der Lagerhohlkehle von $K_V = 1.50 \dots 2.50$ erstreckt. [Eng11] nähert K_V in Abhängigkeit vom

bezogenen Spannungsgradienten χ' sowie einem Quotienten z , welcher im Wesentlichen in Relation zum Bauteildurchmesser steht, durch folgende Beziehung.

$$z = \frac{d - 25}{15} \quad (6.18)$$

$$K_V = 1.40 - 0.06565 \cdot \tanh(z) + \left(0.7 - 0.06565 \cdot \tanh(z)\right) \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{\chi'}{5}\right)\right) \quad (6.19)$$

Für einen repräsentativen bezogenen Spannungsgradienten in der Pleuellagerhohlkehle unter Biegung von $\chi' = 1^1/\text{mm}$ resultiert dies in einem Randschichtfaktor von $K_V \approx 1.59$, welcher im konservativen Bereich der Auslegungsvorschrift [Ren12] vorzufinden ist. Folglich ergänzt Materialvariante 3 den Vergleich durch den händischen Faktor von $K_V \approx 2.5$ auf Basis der Schwingfestigkeiten des Grundgefüges. Weitere Einflussfaktoren wie Spannungsverhältnis R bzw. Mittelspannungsempfindlichkeit M im lokalen Bauteil-HAIGH-Diagramm beziehen sich auf die Bewertungen der Varianten 4 und 5, da das lokale Spannungsverhältnis $R = -1$ bis einschließlich Materialvariante 4 konstant bleibt und durch die steigende Mittelspannungsempfindlichkeit der Randschicht ergänzt wird. Innerhalb der Materialvariante 5 verschiebt sich das lokale Spannungsverhältnis durch den Einbezug des Eigenspannungszustandes σ_{ES} in den Druckbereich des Dauerfestigkeitsschaubildes. Die Vorlage der lokalen Bauteilfestigkeitswerte erlaubt die Gegenüberstellung mit den numerisch ermittelten Beanspruchungen. Eine Kollektivbildung der wechselnden Spannungstensor-Zeit-Informationen ist im Rahmen der *dauerfesten* Bauteilbewertung nicht notwendig. Die Bewertung der maximal auftretenden Beanspruchung basiert im Einflussgrößenverfahren [Ung98] auf einer Schnittebenenmethode (s. S. 23) nach [Gai06, Ung02], welche folglich der lokalen Beanspruchbarkeit gegenübergestellt wird und sich durch einen prozentualen Auslastungsgrad nach [Ren12] oder Sicherheitswert beziffern lässt. Innerhalb des Einflussgrößenverfahrens nach [Ung98] erfolgt die Berücksichtigung der Kerbwirkung auf die Dauerfestigkeit σ_D nach [Eic02] (s. Gleichung 2.36) über die Berechnung des relativen Spannungsgradienten χ' . Weitere überlagerte Einflüsse wie z.B. Oberflächenrauigkeit, Umgebungstemperatur, Mittelspannung, geforderte Bauteilüberlebenswahrscheinlichkeit etc. werden über Teilfaktoren berücksichtigt und ergeben die mit dem Gesamteinflussfaktor $f_{GES,D}$ zusammengefasste lokale Bauteildauerfestigkeit $\sigma_{D,B}$.

$$\sigma_{D,B} = \sigma_D \cdot f_{GES,D} \quad (6.20)$$

Die Berechnung der lokalen Beanspruchung basiert auf den via FEM vorliegenden Spannungstensorinformationen nach der Methode der skalierten Normalspannung [Gai06]. Durch die sechs unabhängigen Spannungstensorkomponenten werden zu jedem Zeitpunkt die drei Hauptnormalspannungen $\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III}$ ermittelt und verhältnismäßig betrachtet.

$$V = \frac{\sigma_{III}}{\sigma_I} \quad \text{für } |\sigma_I| > |\sigma_{III}| \quad (6.21)$$

$$V = \frac{\sigma_I}{\sigma_{III}} \quad \text{für } |\sigma_{III}| > |\sigma_I| \quad (6.22)$$

V charakterisiert je nach Verhältnis der Hauptnormalspannungen die vorliegende Beanspruchung in:

- ▷ $V = -1$ dominierende Schubbeanspruchung
- ▷ $V = 0$ dominierende Zug/Druckbeanspruchung
- ▷ $V = +1$ hydrostatischer Spannungszustand

In Abhängigkeit der Werkstoffduktilität berechnet sich der Skalierungsfaktor f für den kompletten Spannungstensor:

$$f = 1 + \left(1 - \frac{\sigma_W}{\tau_W}\right) \cdot V \quad (6.23)$$

Das sich anschließende Schnittebenenverfahren stellt die Ebene größter Schädigung zur Verfügung, woraus die skalierte Normalspannung als skalarer Vergleichsspannungswert $\sigma_{\text{skal.}}$ bzw. lokale Beanspruchung hervorgeht. Die Bauteilsicherheit am einzelnen FE Knoten resultiert aus dem Verhältnis von lokaler Beanspruchung und Beanspruchbarkeit:

$$S = \frac{\sigma_{D,B}}{\sigma_{\text{skal.}}} \quad (6.24)$$

Das rechnerische Ergebnis der Festigkeitsbewertung ist ohne weiteren statistischen Einfluss zu interpretieren, wodurch die Überlebenswahrscheinlichkeit zum direkten Abgleich mit dem Kröpfungsversuch $P_{\bar{v}} = 50\%$ beträgt. Zur Plausibilisierung konnten alle uniaxialen *Dauerfestigkeitsniveaus* der Probenversuche aus Abschnitt 3.3 nach diesem rechnerischen Vorgehen virtuell bestätigt werden.

Die Auswertung der rechnerischen Lebensdauerbewertung für die unterschiedlichen Materialvarianten wird durch einen Sicherheitswert im kritischen FE-Knoten der Pleuellagerhohlkehle, welcher in Abbildung 6.17 visualisiert ist, vollzogen. Tabelle 6.2 fasst die errechneten Sicherheiten des betrachteten FE-Knotens zusammen. Es ist ersichtlich, dass die Auslegung einer reinen Grundmaterialkurbelwellenkröpfung in wesentlich größeren Bauteilvolumina mündet, wobei dies aufgrund von Bauraumanforderungen nicht realisierbar ist. Die konservative Zuhilfenahme der Sicherheitsbeiwerte nach Tabelle 2.5 resultiert für den Pleuellagerbereich in leicht höheren Bauteilsicherheiten, wobei der rechnerische *Dauerfestigkeits-Nachweis* durch Werte $S < 1.00$ als nicht erbracht gilt. Das Einbeziehen der lokalen Gefügeschwingfestigkeiten durch Materialvariante 4 nähert sich im identischen Auswertepunkt deutlich dem Zielwert $S = 1.00$ an. Des Weiteren führt letztere Materialvariante in Kombination mit einem fertigungsbedingten Eigenspannungszustand unter dem anliegenden Biegemoment zu einem positiven Festigkeitsnachweis. Die Ergebnisse des Zweischichtmodells sind im direkten Vergleich zur gängigen Auslegungsvorschrift [Ren12] deutlich progressiver und erlauben somit eine im Sinne des Leichtbaus materialausreizende Bauteilbemessung für den Anwender. Aufgrund der statistischen Streuung

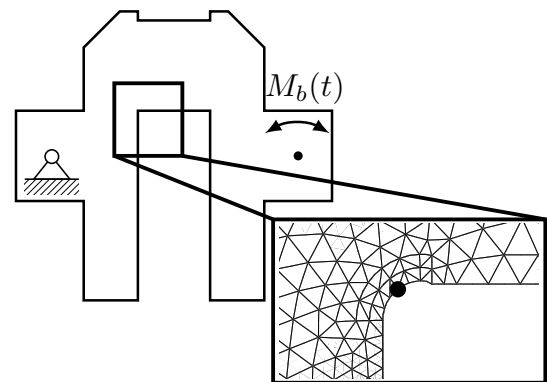


Abb. 6.17: FE-Auswerteknoten der Pleuellagerkröpfung (Biegung)

Tab. 6.2: Rechnerische Bauteilsicherheiten ($P_{\dot{U}} = 50\%$) für den in Abbildung 6.17 dargestellten FE-Knoten in der Pleuellagerhohlkehle im Rahmen einer *dauerfesten* Auslegung der Pleuellagerkröpfung unter Biegung bei $R = -1$

	Variante 1	Variante 2	Variante 3	Variante 4	Variante 5
Sicherheit S	0.37	0.59	0.93	0.82	1.03
führt rechnerisch zu:	konservativer	konservativer	konservativer	konservativer	treffsicherer
	Betriebsfestigkeitsbewertung				

von Bauteillast (M_b) und anderen Einflussgrößen bewegen sich die Sicherheiten der Materialvarianten 4 und 5 in unmittelbarer Nähe des Zielwertes $S = 1.00$.

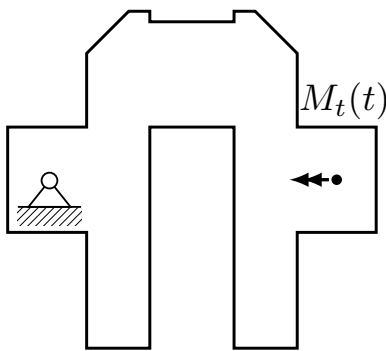


Abb. 6.18: Pleuellagerkröpfung unter Torsion im Versuch

Der zweite untersuchte Lastfall ist die Beaufschlagung der identischen Pleuellagerkröpfung mit einem Torsionsmoment unter dem Lastverhältnis $R = -1$. Der reduzierte Lastfall ist in Abbildung 6.18 visualisiert und entspricht im verbrennungsmotorischen Betrieb einem Verdrehen der Pleuellagerkröpfung aufgrund der Betriebsbelastungen. In Analogie zum Biegelastfall erfolgt die Auswertung der experimentellen Ergebnisse nach dem Treppenstufenverfahren. Das resultierende Torsionsmoment zur Beaufschlagung der Pleuellagerkröpfung innerhalb der strukturellen Simulation entspricht dem mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\dot{U}} = 50\%$. Die Gegenüberstellung der rechnerischen Betriebsfestigkeitsbewertung ($P_{\dot{U}} = 50\%$) stützt sich auf die fünf Materialvarianten (s. S. 122). Zur Anwendung kommt das beschriebene Einflussgrößenverfahren [Ung98]. Abbildung 6.19 beinhaltet den Auswertebereich für die rechnerischen Sicherheiten gegenüber Dauerbruch. Kröpfungen, welche mit einem wechselnden Torsionsmoment ($R = -1$) beaufschlagt werden, zeigen

anwending kommt das beschriebene Einflussgrößenverfahren [Ung98]. Abbildung 6.19 beinhaltet den Auswertebereich für die rechnerischen Sicherheiten gegenüber Dauerbruch. Kröpfungen, welche mit einem wechselnden Torsionsmoment ($R = -1$) beaufschlagt werden, zeigen

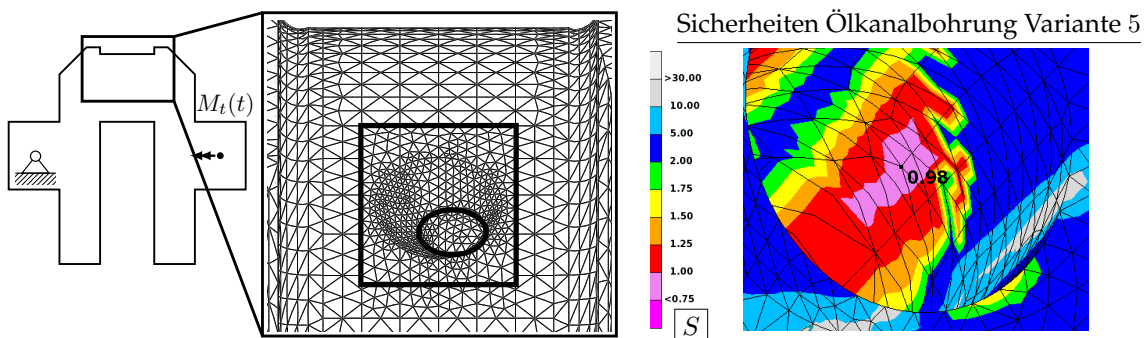


Abb. 6.19: FE-Auswertebereich der Pleuellagerkröpfung (Torsion) und Sicherheit in Ölkanalbohrung im Gefügeübergangsbereich (Variante 5)

Anrisse im Bereich der Ölkanalbohrung des Pleuellagers [Roe12a]. Die Auswertung der errechneten Sicherheiten der fünf Materialvarianten sind in Tabelle 6.3 gegenübergestellt. Die Materialvarianten 1 und 2 münden erneut in Sicherheiten $S < 1.00$, was zu einer konservativen Auslegung führen würde. Bei der Annahme eines nach [Ren12] maximal möglichen Randschichtfaktors (s. Variante 3) wird die lokale Beanspruchbarkeit deutlich überschätzt, was einer

zu progressiven Auslegung entspricht. Auffällige Gemeinsamkeit der ersten drei Varianten ist die Prädiktion des Knotens geringster Sicherheit am Ölkanalrand im randschichtgehärteten Pleuellagerbereich (s. schwarze Ellipse Abbildung 6.19), wobei dies mit der Stelle der größten Hauptnormalspannung σ_I der FEM-Berechnung übereinstimmt. Im Falle von Anrissen zeigten die experimentellen Kröpfungen selbige im Gefügeübergangsbereich der Ölkanalbohrung, was ausschließlich durch die Materialvarianten 4 sowie 5 (s. Abbildung 6.19 rechts) errechnet wurde. Die Ergebnisse basieren auf den erprüften Probenfestigkeiten und erzielten Sicherheiten in direkter Umgebung des Wertes $S = 1.00$.

Tab. 6.3: Rechnerische Bauteilsicherheiten ($P_V = 50\%$) im Rahmen einer *dauerfesten* Auslegung der Kurbelwellenkröpfung unter Torsion bei $R = -1$

	Variante 1	Variante 2	Variante 3	Variante 4	Variante 5
Sicherheit S	0.53	0.87	1.30	1.08	0.98
Position der Sicherheit S	Bohrungskante	Bohrungskante	Bohrungskante	Gefügeübergang im Ölkanal	Gefügeübergang im Ölkanal
führt rechnerisch zu:	konservativer	konservativer	progressiver	treffsicherer	treffsicherer
	Betriebsfestigkeitsbewertung				

Zusammenfassung der rechnerischen Lebensdauerbewertung an induktiv randschichtgehärteten Kurbelwellenkröpfungen

Die Ergebnisse bestätigen eine nach bisherigem Wissensstand [Ren12] konservative Bauteil-auslegung von induktivrandschichtgehärteten Bauteilen. Durch die Herleitung eines auf Probenversuchen basierenden tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes erfolgte die gezielte Schwingungsfestigkeitscharakterisierung der unterschiedlichen annähernd eigenspannungsfreien Bauteilgefügezustände. Der unter identischen Berechnungsrandbedingungen erstellte Vergleich der Bauteilsicherheiten gegenüber der *dauerfesten* Auslegung zeigt inklusive simulativer Eigenspannungen gute Resultate, welche mit den Komponentenschwingfestigkeitsuntersuchungen an Pleuellagerkröpfungen nahezu übereinstimmen.

Die errechneten Sicherheiten gegen Dauerbruch stützen sich im Wesentlichen auf den bezogenen Spannungsgradienten zur Abschätzung der lokalen Stützwirkung nach [Eic89, Eic02], welcher z.B. aus den skalaren Spannungswerten eines Schnittebenenverfahrens (s. Abschnitt 2.3.2) in Bauteiltiefenrichtung abzuleiten ist. Die lokalen Werkstoffduktilitätsunterschiede eines randschichtgehärteten Kurbelwellenpleuellagers führen in Bauteiltiefenrichtung je nach Mittelspannungsempfindlichkeit zu unterschiedlichen *Dauerfestigkeiten* sowie folglich zu Sicherheiten bei der geforderten Schwingspielzahl.

Zur beispielhaften Erläuterung eines möglichen Einflusses auf den Spannungsgradienten veranschaulicht Abbildung 6.20 den Verlauf der Hauptnormalspannung σ_I in Bauteiltiefenrichtung. Für die idealisierte Kröpfung unter Biegung ($R = -1$) ohne Eigenspannungen resultiert dies für einen typischen Verlauf (Vergleich s. Abbildung 2.20) in einem bezogenen Gradienten von $\chi' \approx 1.0$. Dem steht die auf den bezogenen Gradienten um $\sim 30\%$ flachere Neigung der druckeigenspannungsbehafteten σ_I -Kurve gegenüber, wodurch folglich der *lastbedingte bezogene Spannungsgradient* Anwendung findet. Die veranschaulichten Sicherheiten gegenüber Dauerbruch basieren stets auf dem identischen durch die Biegelast induzierten bezogenen

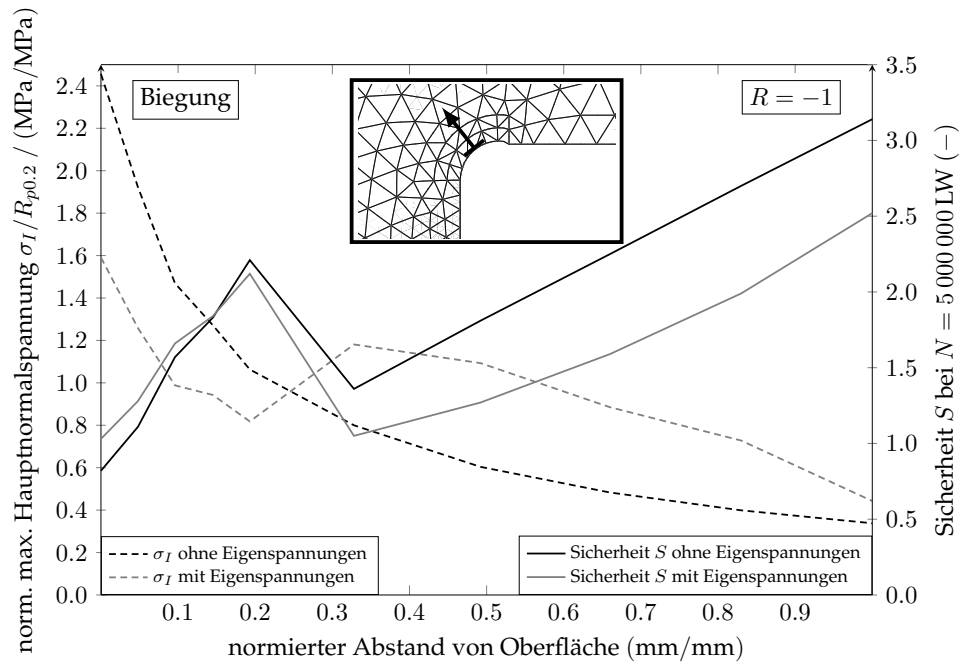


Abb. 6.20: Verlauf der max. Hauptnormalspannung σ_I und Sicherheit S in Bauteiltiefenrichtung

Spannungsgradienten. Des Weiteren ist in der Abfolge der Sicherheiten in Bauteiltiefenrichtung (s. Abbildung 6.20) ein Absinken im Gefügeübergangsbereich ersichtlich, da die lokal ertragbare Schwingfestigkeit des Grundmaterials unter der vorliegenden örtlichen Beanspruchung liegt, was durch fertigungsbedingte Zugeigenspannungen verstärkend wirkt (Vergleich s. Abbildung 1.1). Der direkte Vergleich liefert keine großen Sicherheitsunterschiede, weil die überwiegende Biegebeanspruchung direkt an der Oberfläche vorliegt. Ersichtlich ist eine tendenzielle Verlagerung der wahrscheinlicheren Schädigungsinitiierung von einem erwarteten Anrissort direkt am Lagerradius (Verlauf Abbildung 6.20 exkl. Eigenspannungen) zu einer Initiierung unter der Oberfläche (Verlauf Abbildung 6.20 inkl. Eigenspannungen), was die theoretische Darstellung (s. Abbildung 1.1) rechnerisch bestätigt. Die dargestellten Zusammenhänge können als Erklärungsgrundlage für Anrissvorgänge unterhalb der induktiv gehärteten Lagersoberfläche in Betracht gezogen werden.

Neben dem vereinfachten Biegelastfall erfolgte der experimentelle und simulative Vergleich der Kurbelwellenkröpfung unter Torsion ($R = -1$). Die rechnerischen Bauteilsicherheiten im Rahmen einer *dauerfesten* Auslegung münden im Rahmen der Auslegungsvorschrift nach [Ren12] in einer konservativen Bauteilbewertung. Durch die Anwendung eines tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes konnten die experimentellen Ergebnisse bestätigt sowie Schädigungsinitiierungsorte im Gefügeübergangsbereich detektiert werden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Berücksichtigung der Auswirkungen des induktiven Randschichthärtens innerhalb des rechnerischen Betriebsfestigkeitsnachweises am Beispiel einer Stahlkurbelwelle eines Verbrennungsmotors. Die positiven Eigenschaften der gehärteten Kurbelwellenlagerbereiche wirken im Vergleich zum Ausgangsmaterial verschleißmindernd und festigkeitssteigernd. Des Weiteren verursachen die Gefügemwandlungsprozesse oberflächennah Druckeigenstressungen, welche vorteilhaft für die lokale Beanspruchbarkeit sind. Grundlage dieser Arbeit bildet eine umfangreiche Werkstoffcharakterisierung des Schmiedestahls 1.1303 hinsichtlich Ermüdungsverhalten unter Zug/Druck-, Umlaufbiege-, Torsions- und Mehrachsigenlasten, welches durch statische Festigkeitsuntersuchungen ergänzt wurde. Die Entnahme der Probengeometrien erfolgte aus dem Kurbelwellenschmiederohring, wobei sämtliche Werkstoffuntersuchungen für den Grund- und Martensitgefügezustand durchgeführt wurden. Zur bestmöglichen Abbildung der Werkstoffcharakteristik hinsichtlich Schwingfestigkeit fand die Extraktion der Probekörper im Bereich der hochbeanspruchten Lagerradien im Faserverlauf statt. Begleitende Eigenspannungsmessungen erlaubten das Studium innerhalb der Fertigungshistorie um ggf. eine Korrektur der experimentell erzielten Festigkeitswerte vollziehen zu können. Darauf aufbauend, wurde im simulativen Abschnitt eine industriell anwendbare Methode für die Generierung von induktionshärtebedingten Bauteileigenstressungen entwickelt. Abschluss der vorliegenden Simulationskette für die virtuelle Bauteilauslegung bildet der *Dauer*-Festigkeitsnachweis einer Kurbelwellenkröpfung anhand eines Zweischichtansatzes in vergleichender Gegenüberstellung zu einer gängigen Auslegungsrichtlinie.

Ergebnis der experimentellen Untersuchungen der beiden Werkstoffzustände sind die grundsätzlich höheren statischen (s. Tabelle 4.1) und zyklischen Festigkeiten (s. Tabelle 4.2) des martensitischen Gefüges. Bspw. liegen die uniaxial erzielten Dauerfestigkeitsniveaus der gehärteten Proben durchschnittlich um Faktor zwei über denen des Grundmaterials. Ebenso besitzt das duktilere Grundmaterial eine im direkten Vergleich kleinere Mittelspannungsempfindlichkeit, wobei diese Erkenntnisse die vorliegende Literatur [Bra81, Nar99] bestätigen. Unter Berücksichtigung dieser Zustände im Auslegungsprozess erfolgte die Entwicklung eines tiefenabhängigen Dauerfestigkeitsschaubildes und deren Übertragung auf die Komponente anhand von gemessenen Härtetiefenverläufen sowie deren zugeordneten Festigkeiten der Kurbelwellenlagerbereiche.

Das numerische Generieren der Eigenspannungs-Temperatur-Historie durch Gefügemwandlungsprozesse wurde durch die STAAZ Methode an einer Kurbelwellenkröpfung vollzogen. Die thermisch und spannungsmechanisch entkoppelte Simulation basiert auf etlichen temperaturabhängigen Werkstoffkennwerten, welche teilweise durch den experimentellen Umfang ermittelt und ergänzend durch Literaturwerte ähnlicher Werkstoffe vervollständigt wurden. Die durch Ersatzwärmequellen generierten transienten Temperaturverteilungen ergaben eine sehr gute Näherung zu gemessenen Bauteiltiefenmesspunkten und hinterließen ein vernachlässigbares normiertes maximales Temperaturdelta von $\Delta T = 0.06 \text{ }^\circ\text{C}/^\circ\text{C}$ zwischen Messung und Simulation. Im Rahmen der spannungsmechanischen Modellierung ergaben sich typische

Spannungstensorcomponenten-Temperaturkurven für randschichtgehärtete Bauteile. Die resultierenden Eigenspannungszustände ergaben ausgeprägte Druckeigenspannungsniveaus im oberflächennahen Lagerbereich, welche innerhalb eines nachgeschalteten vereinfachten Anlassprozesses in betraglich etwas niedrigeren axialen Eigenspannungsverläufen im Vergleich zur realen Bauteilvermessung liegen. Aufgrund der Vielzahl an temperaturabhängigen Materialgrößen, einer für den vorliegenden Umwandlungsprozess simplifizierten Gefügekinetik, zusätzlichen Schnitteinflüssen bzgl. der Realvermessung, Messstreuungen der Eigenspannungen während des Härteprozesses sowie Ungenauigkeiten der Eigenspannungsmessung wurde der erzeugte konservative Eigenspannungszustand für die weiterführende Lebensdauerbewertung herangezogen.

Als zusammenfassende Betrachtung der simulativen und experimentellen Untersuchungen erfolgte die vergleichende Betrachtung des rechnerischen Festigkeitsnachweises an einer Kurbelwellenkröpfung unter wechselnder Biegung bzw. Torsion ($R = -1$). Der Beanspruchungszustand wurde via FEM generiert und die anschließende Lebensdauerbewertung stützt sich für die hochbeanspruchten Bereiche der Radien im Hublagerzapfen auf ein örtliches Konzept. Die experimentellen Versuchsdaten gaben Aufschluss über die Kerbempfindlichkeit der Werkstoffgefügezustände und konnten folglich per Normierung mit der Versuchsbiegedauerfestigkeit im Spannungsgradientenansatz nach EICHLSEDER zur Berechnung der lokalen *Dauerfestigkeit* genutzt werden. Die rechnerischen Sicherheiten gegenüber Dauerbruch ergaben für die Bewertungsvarianten des entwickelten Zweischichtmodells exklusive sowie inklusive numerischer Eigenspannungen grundsätzlich eine gute Übereinstimmung des Komponentenversuchs. Die konservativere Bauteilbemessung für induktiv gehärtete Randschichten mittels [Ren12] inklusive deren Sicherheitswerte sowie der experimentelle Abgleich anhand der beiden Kröpfungsprüflastfälle bestätigen die Treffsicherheit der vorgelegten Methodik, wodurch Leichtbaupotentiale und höhere Werkstoffauslastungen ermöglicht werden. Die Adaption auf ähnlich komplexe Bauteilgeometrien, welche durch Induktionshärten einer Randschichtverfestigung unterworfen werden, ist problemlos praktikierbar. Es ergibt sich folgende Zusammenstellung aller erzielten Ergebnisse:

- ▷ die statischen Zugfestigkeiten der gehärteten Proben liegen ca. um Faktor 2.4 über dem ungehärteten Grundgefüge,
- ▷ die zyklischen Zug/Druckwechselfestigkeiten der gehärteten Proben liegen ca. um Faktor 2.0 über dem ungehärteten Grundgefüge,
- ▷ die Mittelspannungsempfindlichkeit (Zug/Druck) der gehärteten Proben liegt ca. um Faktor 1.7 über dem ungehärteten Grundgefüge,
- ▷ die durchgeführten Mehrachsigsigkeitsprobenversuche erlauben keine Aussage zu dessen Einfluss auf die Dauerfestigkeit,
- ▷ die numerisch ermittelten Temperaturverläufe des induktiven Randschichthärtens bei Kurbelwellen liegen um ein normiertes maximales Temperaturdelta von $\Delta T = 0.06 \text{ }^\circ\text{C}/^\circ\text{C}$ über der Komponentenmessung,
- ▷ die numerisch errechneten Eigenspannungen sind nach dem Anlassvorgang bis zu einer normierten Tiefe von 0.34 mm/mm durchschnittlich maximal 15 % unter den Druckeigenspannungsmessergebnissen von Kurbelwellenkröpfungen,
- ▷ im verbrennungsmotorischen Betrieb der untersuchten Kurbelwelle besteht kein Einfluss durch die vorliegende zyklische Beanspruchungsmehrachsigkeit,
- ▷ der Vergleich der Sicherheiten gegen Dauerbruch einer Kröpfung unter Biegung ($R = -1$) resultiert nach [Ren12] in einer ca. 40 % konservativen Bauteilbemessung von randschichtgehärteten Komponenten.

Für die rechnerische Betriebsfestigkeitsbewertung von randschichtgehärteten Bauteilen liefert die vorliegende Arbeit folgenden Beitrag:

- ▷ Berücksichtigung von fertigungsbedingten Eigenspannungen durch eine vereinfachte Simulationskette des induktiven Randschichthärtens,
- ▷ Berücksichtigung von gefügeabhängigen zyklischen Festigkeitswerten durch ein tiefenabhängiges Dauerfestigkeitsschaubild,
- ▷ Prädiktion von Schädigungsinitiierungen im Gefügeübergangsbereich durch Anwendung eines Zweischichtmaterialmodells.

Für weiterführende Untersuchungen ist es aus Sicht des Autors notwendig, das Vorgehen bei qualitätsbegleitenden Bauteilprüfungen für Kurbelwellen und/oder Einzelkröpfungen anzuwenden. Des Weiteren ermöglicht eine breitere Datenbasis der statischen und temperaturabhängigen (Proben-)Werkstofffestigkeiten für $T > 150\text{ °C}$ einen zukünftigen Abgleich der vorgestellten Eigenspannungsmethodik. Darüber hinaus bietet die vorliegende Methodik aus gekoppelter thermischer und strukturmechanischer Simulation Spielraum für automatisierte Berechnungsprozesse abhängig von unterschiedlichen Kurbelwellenlagerbreiten, Einhärtetiefen, Hublagerzapfenanzahl etc. für eine schnellere Bauteilbewertung.

Literaturverzeichnis

- [Aig16] Aigner, R. A. *Aufbau einer numerischen Simulationskette für induktionsgehärtete Rand-schichten*. Diplomarbeit, Montanuniversität Leoben, 2016.
- [Alt12] Altenbach, H. *Kontinuumsmechanik*. Springer Vieweg Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2012.
- [And95] Anderson, T.L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and applications*. CRC Press, Boca Raton, 2nd edition, 1995.
- [Arg82] Argyris, J.H.; Szimmat, J.; Willam, K.J. Computational aspects of welding stress analysis. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 33(1-3):635–665, 1982.
- [Avr39] Avrami, M. Kinetics of Phase Change. I General Theory. *The Journal of Chemical Physics*, 7(12):1103–1112, 1939.
- [Ban90] Bannantine, J. A.; Comer, J. J.; Handrock, J. L. *Fundamentals of metal fatigue analysis*. Prentice Hall, Berlin, 1. Auflage, 1990.
- [Bar12] Bargel, H.-J.; Schulze, G. *Werkstoffkunde*. Springer Vieweg Verlag, Berlin, Heidelberg, 11. Auflage, 2012.
- [Bar14] Barglik, J.; Smalcerz, A.; Przylucki R.; Doležel, I. 3D modelling of induction hardening of gear wheels. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, 270:231–240, 2014.
- [Bas10] Basquin, O. H. The exponential law of endurance tests. *American Society of Testing Materials*, 10:625–630, 1910.
- [Bau13] Baumgartner, J.; Ince, E.; Schmidt, H. *Erweiterung des Kerbspannungskonzeptes auf Nahtübergänge von Linienschweißnähten an dünnen Blechen*. Schriftenreihe Nr. 259, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 2013.
- [Ber89] Bertram, A. *Axiomatische Einführung in die Kontinuumsmechanik*. Wissenschaftsverlag, Mannheim, 1. Auflage, 1989.
- [Ber06] Berns, H.; Theisen, W. *Eisenwerkstoffe - Stahl und Gusseisen*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2006.
- [Ber08a] Berge, C.; Pyttel, B.; Schwerdt, D. Beyond HCF - Is there a fatigue limit? *Materials Science & Engineering Technology*, 39(10):769–776, 2008.
- [Ber08b] Bertsche, B. *Reliability in Automotive and Mechanical Engineering*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1. Auflage, 2008.
- [Ber13] Bergmann, W. *Werkstofftechnik 1: Struktureller Aufbau von Werkstoffen - Metallische Werkstoffe - Polymerwerkstoffe - Nichtmetallisch-anorganische Werkstoffe*. Carl Hanser Verlag, München, 2013.

- [Boe01] Boerjesson, L.; Lindgren, L.-E. Simulation of Multipass Welding With Simultaneous Computation of Material Properties. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 123(1):106–111, 2001.
- [Bol14] Bolchoun, A.; Wiebesiek, J.; Kaufmann, H.; Sonsino, C. M. Application of stress-based multiaxial fatigue criteria for laserbeam-welded thin aluminium joints under proportional and non-proportional variable amplitude loadings. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 73:9–16, 2014.
- [Bra81] Braisch, P. *Über die Wirkung einer Randschichtverfestigung auf die Schwingfestigkeit von Proben und Bauteilen, dargestellt am Beispiel der induktiven Randschichthärtung*. Dissertation, TU Darmstadt, 1981.
- [Bra10] Brand, M.; Schweizer, F.; Luke, M. Effiziente numerische Simulation großer Strukturen. *Schlussbericht Bericht zu BMWi IGF 15274 N/1, Fraunhofer IWM*, 2010.
- [Bra13] Braess, H.-H.; Seiffert, U. *Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*. Springer Vieweg Verlag, Wiesbaden, 7. Auflage, 2013.
- [Bro86] Broszeit, E.; Preussler, T.; Wagner, M.; Zwirlein, O. Stress Hypotheses and material stresses in Hertzian contacts. *Materials Science & Engineering Technology*, 17(7):238–246, 1986.
- [Bro01] Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.; Musiol, G.; Mühlig, H. *Taschenbuch der Mathematik*. Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt am Main, 5. Auflage, 2001.
- [Bux92] Buxbaum, O. *Betriebsfestigkeit - sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile*. Verlag Stahleisen, 1992.
- [Cas11] Casagrande, A.; Cammarota, G. P.; Micele, L. Relationship between fatigue limit and Vickers hardness in steels. *Materials Science and Engineering: A*, 528(9):3468–3473, 2011.
- [Cer90] Cerbe, G.; Hoffmann, H.-J. *Einführung in die Wärmelehre*. Carl Hanser Verlag, München, 9. Auflage, 1990.
- [Con03] Conradt, G. Randschichthärten von Kurbelwellen. *Motortechnische Zeitschrift*, 64(9):746–751, 2003.
- [Con04] Conradt, G. Werkstoffgerechte Randschichtkonzepte für die Festigkeitsgestaltung von Kurbelwellen. *Härterei-Technische Mitteilungen*, 59(5):358–362, 2004.
- [Con06] Conradt, G. Betrachtungen zur Schwingfestigkeit von Bauteilen nach induktiver Randschichthärtung mit sehr kurzen Heizzeiten. *Härterei-Technische Mitteilungen*, 61(3):165–171, 2006.
- [Dan89] Dang Van, K.; Griveau, B.; Message, O. On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Application. *Biaxial and Multiaxial Fatigue, EGF3, Mechanical Engineering Publications, London, (-):479–496*, 1989.
- [Dap08] Dappen, S.; Amiri, F. Verzugsminimiertes Induktionshärten von Kurbelwellen. *Elektrowärme International*, 66(3):167–170, 2008.
-

- [Den75] Dengel, D. Die arc sin \sqrt{P} Transformation - ein einfaches Verfahren zur grafischen und rechnerischen Auswertung geplanter Wöhlerversuche. *Materials Science & Engineering Technology*, 6(8):253–261, 1975.
- [Den97] Denis, S. Préviation des contraintes résiduelles induites par traitement thermique et thermochimique. *Revue de Métallurgie*, 94(2):157–176, 1997.
- [Deu74] Deubelbeiss, E. Dauerfestigkeitsversuche mit einem modifizierten Treppenstufenverfahren. *Materialprüfung*, 16(8):240–244, 1974.
- [Die07] Diemar, A. *Simulation des Einsatzhärtens und Abschätzung der Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Bauteile*. Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, 2007.
- [DIN94] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN ISO 1204 Hubkolben-Verbrennungsmotoren*. Beuth Verlag, Berlin, 1994.
- [DIN98] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN EN 10267 Von Warmformgebungstemperatur ausscheidungshärtende ferritisch-perlitische Stähle*. Beuth Verlag, Berlin, 1998.
- [DIN00] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN 17022-5 Verfahren der Wärmebehandlung - Teil 5: Randschichthärten*. Beuth Verlag, Berlin, 2000.
- [DIN03a] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN 8580 Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN03b] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN 8583-4 Fertigungsverfahren - Druckumformen Teil 4: Gesenkumformen*. Beuth Verlag, Berlin, 2003.
- [DIN12] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN 743-1 Tragfähigkeitsnachweis von Wellen und Achsen*. Beuth Verlag, Berlin, 2012.
- [DIN16] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN 50100 Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*. Beuth Verlag, Berlin, 2016.
- [DIN17] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN EN ISO 6892-1 - Metallische Werkstoffe - Zugversuch Teil 1 Prüfverfahren bei Raumtemperatur*. Beuth Verlag, Berlin, 2017.
- [DIN18] DIN Deutsches Institut für Normung. *DIN EN ISO 4885 Eisenwerkstoffe - Wärmebehandlung*. Beuth Verlag, Berlin, 2018.
- [Dit91] Dittmann, K.J. *Ein Beitrag zur Festigkeitsberechnung und Lebensdauer vorhersage für Bauteile aus Stahl unter mehrachsiger synchroner Beanspruchung*. Dissertation, TU Berlin, 1991.
- [Dix48] Dixon, W. J.; Mood, A. M. A Method for Obtaining and Analyzing Sensitivity Data. *Journal of the American Statistical Association*, 43(241):109–126, 1948.
- [Dob18] Dobberke, D.; Wiebesiek, J.; Fröschl, J.; Leitner, M. Fatigue test results of surface hardened components to evaluate a two layer approach for strength assessment. *Procedia Engineering*, 213:262–269, 2018.
- [Eic89] Eichseder, W. *Rechnerische Lebensdaueranalyse von Nutzfahrzeugkomponenten mit der FE-Methode*. Dissertation, TU Graz, 1989.
-

- [Eic02] Eichlseder, W. Fatigue analysis by local stress concept based on finite element results. *Computers & Structures*, 80(27-30):2109–2113, 2002.
- [Els85] Elsner, N. *Grundlagen der technischen Thermodynamik*. Akademie Verlag, Berlin, 6. Auflage, 1985.
- [Eng11] Engineering Center Steyr GmbH & Co. KG. FEMFAT Basic Theorie Manual, Ver. 5.0. Technical report, Engineering Center Steyr GmbH & Co. KG, 2011.
- [Erh10] Erhardt, W.; Dietz, S. Konservative Abschätzung der Betriebsfestigkeit einer Kurbelwelle direkt aus der Mehrkörpersimulation. *Materials Testing*, 52(7-8):508–512, 2010.
- [Ese14] Eser, A.; Bezold, A.; Broeckmann, C.; Schruoff, I.; Greeb, T. Simulation des Anlassens eines dickwandigen Bauteils aus dem Stahl X40CrMoV5-1. *Journal of Heat Treatment and Materials*, 69(3):127–137, 2014.
- [Ese16a] Eser, A.; Broeckmann, C.; Simisir, C. Multiscale modeling of tempering of AISI H13 hot-work tool steel - Part 1: Prediction of microstructure evolution and coupling with mechanical properties. *Computational Materials Science*, 113:280–291, 2016.
- [Ese16b] Eser, A.; Broeckmann, C.; Simisir, C. Multiscale modeling of tempering of AISI H13 hot-work tool steel - Part 2: Coupling predicted mechanical properties with FEM simulations. *Computational Materials Science*, 113:292–300, 2016.
- [Eul11] Eulitz, K.-G.; Götz, S. Abschlussbericht: Ermüdungsverhalten von Bauteilen aus Stahl- und Aluminiumsintermetallen. Technical report, Technische Informations- und Universitätsbibliothek, 2011.
- [Fis00] Fischer, F. D.; Antretter, T.; Azzouz, F.; Cailletaud, G.; Pineau, A.; Tanaka, K.; Nagayama, K. The role of backstresses in phase transforming steels. *Archives of Mechanics*, 52(4-5):569–588, 2000.
- [Fom15] Fommen, G.; Diefenbach, C. Bewertung der Schwingfestigkeit von festgewalzten Kurbelwellen unterschiedlicher Werkstoffe. Technical report, Frühjahrstagung Motoren, Forschungsvereinigung Verbrennungsmotoren, 2015.
- [Fou22] Fourier, J. B. J. *Théorie analytique de la chaleur*. Chez Firmin Didot, Paris, 1. Auflage, 1822.
- [Fra53] Franz, R.; Wiedemann, G. Ueber die Wärme-Leitungsfähigkeit der Metalle. *Annalen der Physik*, 165(8):497–531, 1853.
- [Fra79] Franz, J.; Bauer, H. *Zum Einfluss der Versuchsfrequenz auf die Schwingfestigkeit von Nietverbindungen*. Technische Mitteilungen Nr. 85 / Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1979.
- [Fro06] Froeschl, J. *Fatigue behaviour of forged components: Technological effects and multiaxial fatigue*. Dissertation, Montanuniversität Leoben, 2006.
- [Fro10] Froeschl, J.; Decker, M.; Eichlseder, W. Neuer Ansatz zur Bewertung von Stützwirkung und statistischem Größeneinfluss im Auslegungsprozess. *DVM Bericht Auslegungs- und Absicherungskonzepte der Betriebsfestigkeit (Potentiale und Risiken) - 37. Tagung DVM Arbeitskreis Betriebsfestigkeit*, 137:87–98, 2010.
-

- [Fro11] Froeschl, J.; Decker, M.; Eichlseder, W. Neuer Ansatz zur Bewertung von Stützwirkung und statistischem Größeneinfluss im Auslegungsprozess. *Materials Testing*, 53(7-8):481–486, 2011.
- [Gai03] Gaier, C.; Dannbauer, H. Fatigue analysis of multiaxially loaded components with the FE-postprocessor FEMFAT-MAX. *European Structural Integrity Society*, 31:223–240, 2003.
- [Gai04] Gaier, C.; Lukacs, A.; Hofwimmer, K. Investigations on a statistical measure of the non-proportionality of stresses. *International Journal of Fatigue*, 26(4):331–337, 2004.
- [Gai06] Gaier, C.; Dannbauer, H. Ein effizientes kritisches Schnittebenenverfahren für duktile, semiduktile und spröde Werkstoffe. *Tagungsband 1. Leobener Betriebsfestigkeitstage, -(-):145–157*, 2006.
- [Gai13] Gaier, C.; Hofwimmer, K.; Dannbauer, H. Accurate and efficient methods for multiaxial fatigue analysis. Technical report, NAFEMS World Congress, 2013.
- [Ger74] Gerber, W. Bestimmung der zulässigen Spannungen in Eisenkonstruktionen. *Zeitschrift des Bayerischen Architekten- und Ingenieurvereins*, 6(6):101–110, 1874.
- [Goe12] Goetz, S. *Weiterentwicklung eines bruchmechanischen Konzepts zur formzahlfreien Abschätzung der Dauerfestigkeit gekerbter Strukturen am Beispiel verschiedener Sinterstähle*. Dissertation, TU Dresden, 2012.
- [Gol84] Goldak, J.; Chakravarti, A.; Bibby, M. A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical Transactions B*, 15(2):299–305, 1984.
- [Goo99] Goodman, J. *Mechanics Applied to Engineering*. Green & Co, New York, Neudruck 9. Auflage von 1954, 1899.
- [Gre65] Greenwood, G. W.; Johnson, R. H. The Deformation of Metals Under Small Stresses During Phase Transformation. *Mathematical and Physical Sciences*, 283(1394):403–422, 1965.
- [Gro89] Grosch, J. Werkstoffseitige Grundlagen des induktiven Randschichthärtens. *Härtereitechnische Mitteilungen*, 44(4):205–209, 1989.
- [Gro05] Gross, A. *Experimentelle und theoretische Untersuchungen des Unterwasserschweißens unter der Berücksichtigung von Gefügeumwandlungen*. Dissertation, Helmut-Schmidt-Universität Hamburg, 2005.
- [Gru92] Grubisic, V.; Sonsino, C. M. Einflußgrößen der Betriebsfestigkeit geschmiedeter Bauteile. *VDI Zeitschrift*, 134(11):105–112, 1992.
- [Gru99] Grum, J.; Bozic, S.; Lavric, R. Influence of Mass of Steel and a Quenching Agent on Mechanical Properties of Steels. *Proceedings of the 18th Conference of Heat Treatment, -(-):645–654*, 1999.
- [Gru01] Grum, J. A review of the influence of grinding conditions on resulting residual stresses after induction surface hardening and grinding. *Journal of Materials Processing Technology*, 114(3):212–226, 2001.
-

- [Gru03] Grum, J. Analysis of residual stresses in main crankshaft bearings after induction surface hardening and finish grinding. *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part D, Journal of Automobile Engineering*, 217:173–182, 2003.
- [Gru08] Gruening, A.; Grünert, S.; Scholtes, B.; Biermann, D.; Zabel, A. Bearbeitungseigen-
spannungen durch Drehen thermo-mechanisch umgeformter Flanschwellen aus
dem Werkstoff 51CrV4. *Journal of Heat Treatment and Materials*, 63(5):245–251, 2008.
- [Gud99] Gudehus, H.; Zenner, H. *Leitfaden für die Betriebsfestigkeitsrechnung: Empfehlung zur
Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1999.
- [Gue12] Guer, H. C.; Simsir, C. Simulation of Quenching: A Review. *Materials Performance
and Characterization*, 1(1):1–37, 2012.
- [Hab15] Habschied, M; Graaf, B.; Klumpp, A.; Schulze V. Fertigung und Eigenspannungen.
Journal of Heat Treatment and Materials, 70(3):111–121, 2015.
- [Hac99] Hackmair, C. *Numerische Simulation der Eigenspannungen und Deformationen beim
Induktionshärten von Kurbelwellen*. Diplomarbeit, Montanuniversität Leoben, 1999.
- [Hai06] Haibach, E. *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Springer
Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2006.
- [Ham96] Hamann, R. *Numerische Berechnungen des instationären Temperaturfeldes im Schweiß-
körper für den nassen Plasma-MIG-Unterwasserschweißvorgang*. Dissertation, TU
Hamburg-Harburg, 1996.
- [Han11] Han, Y. S.; Lee, K.; Hand, M.-S.; Chang, H.; Choi, H.; Im, S. Finite Element Analy-
sis of Welding Processes by Way of Hypoelasticity-Based Formulation. *Journal of
Engineering and Technology*, 133(2):021003–1–021003–13, 2011.
- [Hei70] Heimbach, H. Zum Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Zeit- und Dauerfestig-
keit von Stahl. *Materialprüfung*, 12(11):377–380, 1970.
- [Her00] Hertter, T.; Denne, B.; Lösche, T. *Abschlussbericht: Analyse der Spannungsfelder in
EHD-Kontakten*. Bayerische Forschungstiftung, 2000.
- [Her03] Hertter, T. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis der Ermüdungstragfähigkeit vergüteter und
einsatzgehärteter Stirnräder*. Dissertation, TU München, 2003.
- [Her06] Herr, H. *Wärmelehre - Technische Physik Band 3*. Verlag Europa-Lehrmittel, Haan-
Gruiten, 4. Auflage, 2006.
- [Heu97] Heuler, P. Rechnerische Betriebsfestigkeitsanalyse für Fahrzeugbauteile - Randbe-
dingungen und Grenzen. *DVM Bericht Betriebsfestigkeit und Entwicklungszeitverkür-
zung - 23. Tagung DVM Arbeitskreis Betriebsfestigkeit*, 123:91–105, 1997.
- [Hey59] Heywood, R. B. *Designing Against Fatigue*. Springer Verlag US, New York, 1. Aufla-
ge, 1959.
- [Hin11] Hinkelmann, K.; Müller, C.; Masendorf, R.; Esderts, A. Extrapolation von Bean-
spruchungskollektiven. *Mathematik Bericht TU Clausthal*, 2011.
- [Hob09] Hobbacher, A. *International Institute of Welding: Recommendation for Fatigue Design of
Welded Joints and Components*. Welding Research Council, 2009.
-

- [Huc90] Huchtemann, B.; Schüler, V. Entwicklungsstand der ausscheidungshärtenden ferritisch-perlitischen (AFP-)Stähle mit Vanadinzusatz für eine geregelte Abkühlung von der Warmformgebungstemperatur. *Thyssen Edelstahl, Technische Berichte*, 16(1):3–11, 1990.
- [Hue81] Hueck, M; Thrainer, L.; Schütz, W. Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß: synthetische Wöhlerlinien. *Bericht der Arbeitsgemeinschaft Betriebsfestigkeit, Düsseldorf, 2. Auflage*, 11, 1981.
- [Hue83] Hueck, M. Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen. *Materials Science & Engineering Technology*, 14(12):406–417, 1983.
- [Ino78] Inoue, T.; Kenichi, H.; Haraguchi, K. Analysis of Stresses due to Quenching and Tempering of Steel. *The Iron and Steel Institute of Japan*, 18:11–15, 1978.
- [Iss04] Issler, L.; Ruoff, H.; Häfele, P. *Festigkeitslehre - Grundlagen*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2004.
- [Jae88] Jaenicke, B. Stützwirkungskonzepte. *VDI Bericht: Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit*, 661:27–66, 1988.
- [Jav08] Javidi, A.; Rieger, U.; Eichseder, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*, 30(10-11):2050–2055, 2008.
- [Kan79] Kanazawa, K.; Miller, K. J.; Brown, M. W. Cyclic deformation of 1% Cr-Mo-V steel under out-of-phase loads. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2(2):217–228, 1979.
- [Kau92] Kaufmann, H.; Sonsino, C. M.; Wetter, E. Einfluß von Härtingparametern auf die Schwingfestigkeit von Gesenkschmiedeteilen. *VDI Zeitschrift*, 134(11):113–117, 1992.
- [Kle06] Kleemann, U.; Zenner, H. Bauteiloberfläche und Schwingfestigkeit - Untersuchungen zum Einfluss der Randschicht auf die Dauerschwingfestigkeit von Bauteilen aus Stahl. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 37(5):349–373, 2006.
- [Klo79] Kloos, K. H. Eigenspannungen, Definition und Entstehungsursachen. *Zeitschrift für Werkstofftechnik*, 10(9):293–302, 1979.
- [Klo82] Kloos, K. H.; Braisch, P. K. Über die Wirkung einer Randschichtverfestigung auf die Schwingfestigkeit von Proben und Bauteilen. *Härterei Technische Mitteilung*, 37:83–92, 1982.
- [Koe75] Koehler, J. *Statistischer Größeneinfluss im Dauerschwingversuch ungekerbter und gekerbter metallischer Bauteile*. Dissertation, TH München, 1975.
- [Koe11] Koehler, E.; Flierl, R. *Verbrennungsmotoren: Motormechanik, Berechnung und Auslegung des Hubkolbenmotors*. Vieweg Teubner Verlag, Wiesbaden, 6. Auflage, 2011.
- [Koi59] Koistinen, D. P.; Marburger, R. E. A general equation prescribing the extent of the austenite-martensite transformation in pure iron-carbon alloys and plain carbon steels. *Acta Metallurgica*, 7(1):59–60, 1959.
- [Koi68] Koibuchi, K.; Yamane, M. Wave-Form Effect on Fatigue Strength and Its Rheological Analysis. *Bulletin of JSME*, 11(47):761–770, 1968.
-

- [Kol97] Koller, R. E. Einflüsse auf die Schwingfestigkeit. Technical report, Seminar Grundlagen Betriebsfestigkeit, 1997.
- [Kuc14] Kuchling, H. *Taschenbuch der Physik*. Carl Hanser Verlag, München, 21. Auflage, 2014.
- [Kug61] Kuguel, R. A Relation between Theoretical Stress Concentration Factor and Fatigue Notch Factor Deduced From the Concept of Highly Stressed Volume. *ASTM Proceedings*, 61:732–744, 1961.
- [Lae11] Laepple, V. *Einführung in die Festigkeitslehre*. Vieweg Teubner Verlag, Wiesbaden, 3. Auflage, 2011.
- [Lan69] Landgraf, R. W.; Morrow, J. D.; Endo, R. Determination of cyclic stress-strain curve. *Journal of Material Science*, 4(1):176–188, 1969.
- [Lan79] Lang, O. R.; Kernen, R. Dimensionierung komplizierter Bauteile aus Stahl im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 10(1):24–29, 1979.
- [Lan88] Lang, O. R. Berechnung und Auslegung induktiv randschichtgehärteter Bauteile. Technical report, Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik - induktives Randschichthärten, 1988.
- [Lan05] Landua, S. *Einfluss von Gefüge und Schnittgeschwindigkeit auf die Mechanismen der Spanbildung und die Ermüdungseigenschaften von Leichtmetalllegierungen*. Dissertation, TU Darmstadt, 2005.
- [Leb84] Leblond, J.-B.; Devaux, J. A new kinetic model for anisothermal metallurgical transformations in steels including effect of austenite grain size. *Acta Metallurgica*, 32(1):137–146, 1984.
- [Leb85] Leblond, J.-B.; Mottet, G.; Devaux, J.; Devaux, J.-C. Mathematical models of anisothermal phase transformations in steels, and predicted plastic behaviour. *Materials Science and Technology*, 1(10):815–822, 1985.
- [Lec07] Lechmann, M. *Entwicklung eines schwingbruchmechanischen Auslegungskonzeptes für innendruckbeanspruchte Bauteile mit ausgeprägten Druckeigen Spannungsfeldern*. Dissertation, Universität Stuttgart, 2007.
- [Leh18] Lehner, G. *Elektromagnetische Feldtheorie für Ingenieure und Physiker*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 8. Auflage, 2018.
- [Lei17] Leitner, M.; Tuncali, Z.; Steiner, R., Grün, F. Multiaxial fatigue strength assessment of electroslag remelted 50CrMo4 steel crankshafts. *International Journal of Fatigue*, 100:159–175, 2017.
- [Lip81] Lippmann, H. *Grundlagen des plastischen Fließens*. Vieweg Verlag, Berlin Heidelberg, 1. Auflage, 1981.
- [Liu93] Liu, J.; Zenner, H. Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung - Teil 1. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 24(7):240–249, 1993.
- [Liu01] Liu, J. *Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Werkstoffe*. Habilitation, TU Clausthal, 2001.
-

- [Liu11] Liu, Y.; Mahadevan, S. Fatigue limit prediction of notched components using short crack growth theory and an asymptotic interpolation method. *Engineering Fracture Mechanics*, 76(15):2317–2331, 2011.
- [Loc55] Locati, L. Le Prove di fatica come ausilio alla progettazione ed alla produzione - Fatigue tests as aids in design and production. *Metallurgia ital.*, 47(9):301–308, 1955.
- [Luk86] Lukâs, W.; Lunz, L.; Weiss, B.; Stickler, R. Non-damaging notches in fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 9(3):195–204, 1986.
- [Mae77] Maenning, W.-W. Das Abgrenzungsverfahren, eine kostensparende Methode zur Ermittlung von Schwingfestigkeitswerten. *Materialprüfung*, 19(8):280–289, 1977.
- [Mag66] Magee, C. L. *Transformation Kinetics, Microplasticity and Aging of Martensite in Fe-31Ni*. Ph.D. Thesis, Carnegie Institute of Technology Pittsburgh, 1966.
- [Mag08] Magna Powertrain Inc. *FEMFAT 4.7 BASIC Theorie-Manual*. Magna Powertrain Inc., 2008.
- [Mar11] Martin, A.; Hinkelmann, K.; Esderts, A. Zur Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitfestigkeitsbereich. *Materials Testing*, 53(9):502–512, 2011.
- [Mas25] Masing, G. Eigenspannungen in kaltgereckten Metallen. *Techn. Physik*, 6:569–279, 1925.
- [Mau99] Mauch, H. *Statistische Methoden zur Beurteilung von Bauteillebensdauer und Zuverlässigkeit und ihre beispielhafte Anwendung auf Zahnräder*. Schriftenreihe Nr. 304, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 1999.
- [McC07] McClung, R. C. A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 30(3):173–205, 2007.
- [McK12] McKelvey, S. A.; Lee, Y.-L.; Barkey, M.E. Stress-Based Uniaxial Fatigue Analysis Using Methods Described in FKM-Guideline. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 12(5):445–484, 2012.
- [Mel85] Melander, M. Theoretical and experimental study of stationary and progressive induction hardening. *Journal of Heat Treating*, 4(2):145–166, 1985.
- [Mis13] Mises, R. v. Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, -(–):754–758, 1913.
- [Moh14] Mohr, O. *Abhandlungen aus dem Gebiete der technischen Mechanik*. W. Ernst & Sohn, Berlin, 2. Auflage, 1914.
- [Mor06] Morgenstern, C. *Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg4, 5Mn (AW-5083) und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6)*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2006.
- [Mue15] Mueller, C. *Zur statistischen Auswertung experimenteller Wöhlerlinien*. Dissertation, TU Clausthal, 2015.
-

- [Mur02] Murakami, Y. *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*. Elsevier Science Ltd., 1st Edition, 2002.
- [Nar99] Narberhaus, S. *Verfahren zur Steigerung der Schwingfestigkeit, Forschungsvorhaben Nr. 344*. Band 588, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 1999.
- [Neu36] Neuber, H. Theorie der technischen Formzahl. *Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens A*, 7(6):271–274, 1936.
- [Neu68] Neuber, H. Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. *Konstruktion*, 20(7):245–251, 1968.
- [Neu01] Neuber, H. *Kerbspannungslehre*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 4. Auflage, 2001.
- [Nov53] Novozhilov, V. V. *Foundations of the nonlinear theory of elasticity*. Graylock Verlag, New York, 1953.
- [Obe99] Oberste-Brandenburg, C. *Ein Materialmodell zur Beschreibung der Austenit-Martensit Phasentransformation unter Berücksichtigung der transformationsinduzierten Plastizität*. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 1999.
- [Oss07] Ossenbrink, R.; Michailov, V. Thermomechanical Numerical Simulation with the Maximum Temperature Austenisation Cooling Time Model (STAAZ). *Mathematical modelling of weld phenomena*, -(–):357–372, 2007.
- [Paq13] Paquet, D.; Lantaigne, J.; Bernard, M.; Baillargeon, C. Characterizing the effect of residual stresses on high cycle fatigue (HCF) with induction heating treated stainless steel specimens. *International Journal of Fatigue*, 59:90–101, 2013.
- [Pav08] Pavlina, E. J.; Van Tyne, C. J. Correlation of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels. *Journal of Materials and Performance*, 17(6):888–893, 2008.
- [Pes05] Pesic, P. *Abels Beweis*. Springer Verlag, Berlin, 2005.
- [Pet59] Peterson, R. E. Notch sensitivity. *Metal Fatigue (Editors: G. Sines & J.L. Waismann)*, -(–):293–306, 1959.
- [Pro48] Prot, E. M. L'essai de fatigue sous charge progressive. Une nouvelle technique d'essai des matériaux. *Revue de Métallurgie*, 45(12):481–489, 1948.
- [Rad88] Radaj, D. *Wärmewirkungen des Schweißens - Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1. Auflage, 1988.
- [Rad07] Radaj, D.; Vormwald, M. *Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2007.
- [Ram43] Ramberg, W.; Osgood, W.R. Description of stress-strain curves by three parameters. *Technical Notes / National Advisory Committee for Aeronautics*, 902, 1943.
- [Ran58] Rankine, W. J. M. *A manual of applied mechanics*. Griffin Verlag, London, 1958.
- [Rau07] Rauch, R.; Schiele, S.; Rother, K. Effektive Modellierung und Bewertung für die rechnerische Lebensdaueranalyse geschweißter Strukturen. *Materials Testing*, 49(7-8):362–369, 2007.
-

- [Rec84] Recke, H.-G. Zur Untersuchung dünner Platten im elastisch-plastischen Bereich. *Technische Mechanik*, 5(1):31–35, 1984.
- [Ren12] Rennert, R.; Kullig, E.; Vormwald, M.; Esderts, A.; Siegele, D. *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. VDMA Verlag, Frankfurt, 6. Auflage, 2012.
- [Ric73] Richter, F. Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. *Stahl Eisen Sonderberichte*, 8:1–32, 1973.
- [Ric77] Richter, I.; Zenner H. Eine Festigkeitshypothese für die Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen. *Konstruktion*, 29(1):11–18, 1977.
- [Rie08] Rieger, U. *Einfluss des Drehprozesses auf die Schwingfestigkeit von 34CrNiMo6*. Diplomarbeit, Montanuniversität Leoben, 2008.
- [Roe12a] Roedling, S.; Fröschl, J.; Decker, M.; Experimenteller Betriebsfestigkeitsnachweis von Kurbelwellen: Vorstellung eines schädigungsäquivalenten Bauteilprüfkonzep-tes. *Materials Testing*, 54(10):648–654, 2012.
- [Roe12b] Roesler, J.; Harders, H.; Bäker, M. *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Springer Verlag, Wiesbaden, 4. Auflage, 2012.
- [Roh00] Rohde, J.; Jeppsson, A. Literatur review of heat treatment simulations with respect to phase transformation, residual stresses and distortion. *Scandinavian Journal of Metallurgy banner*, 29(2):47–62, 2000.
- [Ros64] Rossow, E. Eine einfache Rechenschiebernäherung an die den normal scores ent-sprechenden Prozentpunkte. *Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung*, 59(12):596–597, 1964.
- [Sae89] Saehn, S.; Göldner, H. *Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre*. Fach-buchverlag, Leipzig, 1. Auflage, 1989.
- [San08] Sandner, M. *Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen: Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2008.
- [Sat69] Satoh, K.; Ohnishi, T. Transient Thermal Stresses of Weld Heat-Affected Zone by Both-Ends-Fixed Bar Analogy. *Journal of the Japan Welding Society*, 38(4):359–371, 1969.
- [Sch65] Schütz, W. *Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei ver-änderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen*. Dissertation, TH München, 1965.
- [Sch07] Schwenk, C. *FE-Simulation des Schweißverzuges lasergestrahler dünner Bleche*. Disser-tation, TU Berlin, 2007.
- [Sch12] Schwenk, M. *Numerische Modellierung der induktiven Ein- und Zweifrequenzrand-schichthärtung*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2012.
- [See96] Seeger, T. *Stahlbau Handbuch, Band 1 Teil B, Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachwei-se*. Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Köln, 3. Auflage, 1996.
- [Sie48] Siebel, E. Neue Wege in der Festigkeitsrechnung. *VDI-Zeitschrift*, 90(5):135–139, 1948.
-

- [Sie55] Siebel, E.; Stieler, M. Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. *VDI-Zeitschrift*, 97(5):121–126, 1955.
- [Sim75] Simbürger, A. *Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei einer mehrachsigen phasenverschobenen Schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen*. Dissertation, TH Darmstadt, 1975.
- [Sim12] Simsir, C.; Hunkel, M.; Lütjens, J.; Rentsch, R. Process-chain simulation for prediction of the distortion of case-hardened gear blanks. *Materials Science & Engineering Technology*, 43(1-2):163–170, 2012.
- [Sjo85] Sjoestroem, S. Interactions and constitutive models for calculating quench stresses in steel. *Materials Science and Technology*, 1(10):823–829, 1985.
- [Smi10] Smith, J.H. Some experiments on fatigue of metals. *Journal of the Iron and Steel Institute*, 82(2):246–318, 1910.
- [Smi70] Smith, K. N.; Watson, P.; Topper, T. H. A stress-strain function for the fatigue of metals. *Journal of Materials*, 5(4):767–778, 1970.
- [Soc00] Socie, D. F.; Marquis, G. B. *Multiaxial fatigue*. Society of Automotive Engineers, Warrendale, 2000.
- [Son93] Sonsino, C. M. Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen. *Konstruktion*, 45(1):25–33, 1993.
- [Son05] Sonsino, C. M. Dauerfestigkeit - Eine Fiktion. *Konstruktion*, 57(4):87–92, 2005.
- [Son08] Sonsino, C. M. Betriebsfestigkeit - Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen. *Materials Testing*, 50(1-2):77–90, 2008.
- [Son10] Sonsino, C. M. Ausgewählte Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit. *Materials Testing*, 52(7-8):428–439, 2010.
- [Spi07] Spickenreuther, M. *Untersuchungen zur Berechnung der Dauerfestigkeit von rand-schichtgehärteten Dieseleinspritzdüsen*. Dissertation, TU Ilmenau, 2007.
- [Ste58] Stephenson, N. A review of the literature on the effect of frequency on the fatigue properties of metals and alloys. *NGTE memorandum, London*, 320, 1958.
- [Ste11] Stefanov, S. H. Integration of Damage Differentials (IDD): General presentation and verification results. *International Journal of Fatigue*, 33(8):977–984, 2011.
- [Sti54] Stieler, M. *Untersuchung über die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile bei Raumtemperatur*. Dissertation, TH Stuttgart, 1954.
- [Sto08] Stoerzel, K.; Wiebesiek, J.; Bruder, T.; Hanselka, H. *Betriebsfeste Bemessung von mehrachsig belasteten Laserstrahlschweißverbindungen aus Stahlfeinblechen des Karosseriebaus*. Schriftenreihe Nr. 214, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 2008.
- [Str13] Strauss, T. *Ermittlung von fertigungsprozessbedingten Eigenspannungen bei komplexer Bauteilgeometrie*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2013.
- [Tec74] Technische Normen, Gütevorschriften und Lieferbedingungen. *TGL 19340-1 - Maschinenbauteile Dauerschwingfestigkeit, Allgemeine Forderungen*. Staatsverlag der DDR, Berlin, 1974.
-

- [Thu32] Thum, A.; Buchmann, W. *Dauerfestigkeit und Konstruktionen*. VDI-Verlag, Berlin, 1. Auflage, 1932.
- [Tie82] Tietz, H.-D. *Grundlagen der Eigenspannungen*. Springer Verlag, Wien, 1. Auflage, 1982.
- [Tre64] Tresca, H. E. Mémoire sur l'écoulement des corps solides soumis à de fortes pressions. *Comptes Rendus des Seances de l'Academie des Sciences*, (-):754–758, 1864.
- [Ung98] Unger, B; Steinwender, G.; Gaier, C. FEM gestützte Festigkeitsberechnungen im Fahrzeug- und Motorenbau - Erfahrungen, Analyse und Ausblick. *VDI Berichte Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile*, 1442:255–268, 1998.
- [Ung02] Unger, B; Gaier, C.; Dutzler, E.; Lukacs, A. Softwarebasierte Betriebsfestigkeitsberechnung im Bauteilentwicklungsprozess. *VDI Berichte Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile*, 1689:319–336, 2002.
- [Was37] Wassermann, G. Untersuchungen an einer Eisen-Nickel-Legierung über die Verformbarkeit während der γ - α -Umwandlung. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 10(7):321–325, 1937.
- [Weg98] Wegener, K.-W. Werkstoffentwicklung für Schmiedeteile im Automobilbau. *ATZ Automobiltechnische Zeitung*, 100(12):918–927, 1998.
- [Wie11] Wiebesiek, J.; Störzel, K.; Bruder, T.; Kaufmann, H. Multiaxial fatigue behaviour of laserbeam-welded thin steel and aluminium sheets under proportional and non-proportional combined loading. *International Journal of Fatigue*, 33(8):992–1005, 2011.
- [Wol73] Wolfstieg, U.; Macherauch, E. Ursachen und Bewertung von Eigenspannungen. *Chemie Ingenieur Technik*, 1973.
- [Wro05] Wrona, E. *Numerische Simulation des Erwärmprozesses für das induktive Randschichthärtens komplexer Geometrien*. Dissertation, Universität Hannover, 2005.
- [Wut12] Wuttke, U.; Diefenbach, C. Dauerfestigkeit - Dauerfestigkeitskriterien von festgewalzten Stahlkurbelwellen. Technical report, Staatliche Materialprüfanstalt Darmstadt, 2012.
- [Yu,09] Yu, Z.; Nürnberger, F.; Gretzki, T.; Schaper, M.; Bach, Fr.-W. Simulation of microstructure and residual stress development in cylinders of AISI 4140 during quenching by spray cooling and following tempering. *Materials Science & Technology Conference and Exhibition*, 4:2422–2433, 2009.
- [Zaa09] Zaarog, O. S.; Ali, A.; Sahari, B. B.; Zahari, R. Modelling of Residual Stress Relaxation: A Review. *Pertanika Journal of Science & Technology*, 17(2):211–218, 2009.
- [Zac89] Zacher, P.; Amstutz, H.; Seeger, T. Kerbwirkungen bei zusammengesetzter Betriebsbelastung. *DVM Bericht Kerben und Betriebsfestigkeit - 15. Tagung DVM Arbeitskreis Betriebsfestigkeit*, 15:329–356, 1989.
- [Zam85] Zammert, W.-U. *Betriebsfestigkeitsberechnung: Grundlagen, Verfahren und technische Anwendungen*. Vieweg Verlag, Braunschweig, 1985.
-

- [Zha00] Zhang, J.; Dong, P.; Brust, F. W.; Shack, W. J.; Mayfield, E. M.; McNeil, M. Modelling of weld residual stresses in core shroud structures. *Nuclear Engineering and Design*, 195(2):171–187, 2000.
-

Abbildungsverzeichnis

1.1	Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von randschichtgehärteten Bauteilen . . .	2
2.1	Kenngrößen eines sinusförmigen Beanspruchungs-Zeit-Verlaufs	4
2.2	ausgewählte Spannungsverhältnisse im Schwingversuch	4
2.3	Wöhlerlinie eines Schwingfestigkeitsversuchs	5
2.4	Dauerfestigkeitsschaubild nach HAIGH	7
2.5	Phasen der Bauteillebensdauer unter schwingender Beanspruchung	8
2.6	Rissentstehung durch Gleitbandbildung	8
2.7	Einflüsse auf die Schwingfestigkeit (Auswahl)	9
2.8	Dauefestigkeitslinien im HAIGH Diagramm	10
2.9	Arten der Beanspruchungsmehrachsigkeit	13
2.10	Unterteilung der Fertigungsverfahren	13
2.11	Fertigungsschritte für eine Vierzylinderkurbelwelle	14
2.12	Überblick zu Betriebsfestigkeitskonzepten	16
2.13	Gegenüberstellung der Lebensdauerkonzepte	16
2.14	Abfolge eines Dauerfestigkeitsnachweises	19
2.15	Einteilung von Festigkeitshypothesen	20
2.16	Räumlicher Spannungszustand	21
2.17	Schnittebene zzgl. Normalenvektor	24
2.18	Vergleich von gekerbter und ungekerbter Wöhlerlinie	26
2.19	Stützwirkungskonzepte	26
2.20	Verlauf des Spannungsgradienten an Bauteilkerbe	28
2.21	Abhängigkeit der lokalen Dauerfestigkeit vom relativen Spannungsgradienten gemäß EICHLSEDER	31
2.22	Perlschnur- und Horizontenverfahren	34
2.23	Treppenstufenverfahren zur Bestimmung der Dauerfestigkeit	35
2.24	Treppenstufenverfahren nach HÜCK	36
2.25	Schätzwerte für die erwartungstreue Abschätzung der Standardabweichung nach HÜCK	37
2.26	Dauerfestigkeitsbestimmung gemäß Probitverfahren	37
2.27	Dauerfestigkeitsbestimmung gemäß Abgrenzungsverfahren	38
2.28	Überblick Randschichtverfestigungsverfahren	38
2.29	axialer Eigenspannungstiefenverlauf	40
2.30	Temperatur-Zeit- und Härtetiefenverlauf eines randschichtgehärteten Bauteils .	40
2.31	Wärmebehandlung - physikalische Abhängigkeiten	41
2.32	Wärmestromdichteverteilung an der Werkstückoberfläche	42
2.33	Eigenspannungsentwicklung beim induktiven Randschichthärtens	43
2.34	Temperatur-Zeit-Verlauf eines FE-Randschichtelements beim thermischen Rand- schichthärtens zzgl. STAAZ Parametern	44
3.1	Lichtmikroskopische Aufnahme des Ausgangsgefüges	47
3.2	Schnittdarstellung Kurbelwellenkröpfung	48
3.3	Fertigungsschritte für axialsymmetrische Probekörper aus Kurbelwelle	49

3.4	Fertigungsschritte für ungehärtete Schwingfestigkeitsproben	50
3.5	Fertigungsschritte für gehärtete Schwingfestigkeitsproben	50
3.6	zylindrische Probengeometrien	52
3.7	Härtemessungen	52
3.8	Schematische Darstellung Umlaufbiegeprüfung	55
3.9	Schematische Darstellung kombinierte Umlaufbiege- und Torsionsprüfung . . .	56
3.10	Verformungsverhalten nach örtlichem Konzept	57
3.11	Zeitlicher Verlauf der Dehnungsschwingspiele beim IST	58
3.12	Reflexion am Kristallgitter nach BRAGG	59
4.1	Spannungs-Dehnungskurven des AFP Stahls 1.1303	61
4.2	Schliffbild gehärtete Probe	62
4.3	Zug/Druck-Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, ungekerbt, poliert . .	63
4.4	Zug/Druck-Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, gekerbt, poliert	64
4.5	Zug/Druck-Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, ungekerbt, Rz16 . . .	64
4.6	Zug/Druck-Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, ungekerbt, poliert . .	65
4.7	Zug/Druck-Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, gekerbt, poliert . . .	66
4.8	Zug/Druck-Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, ungekerbt, Rz16 . . .	66
4.9	Umlaufbiegung Wöhlerlinie, ungekerbt, poliert	67
4.10	Umlaufbiegung Wöhlerlinie, gekerbt, poliert	68
4.11	Umlaufbiegung Wöhlerlinie, ungekerbt, Rz16	68
4.12	Torsion Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, ungekerbt, poliert	69
4.13	Torsion Wöhlerlinie bei wechselnder Beanspruchung, gekerbt, poliert	70
4.14	Torsion Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, ungekerbt, poliert	70
4.15	Torsion Wöhlerlinie bei schwellender Beanspruchung, gekerbt, poliert	71
4.16	Proportionaler Beanspruchungs-Zeit-Verlauf	72
4.17	Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung, ungekerbt, poliert	73
4.18	Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung, gekerbt, poliert .	73
4.19	Nichtproportionaler BZV	74
4.20	Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung (frequenzverschoben), ungekerbt, poliert	74
4.21	Wöhlerlinie bei wechselnder und kombinierter Beanspruchung (frequenzverschoben), gekerbt, poliert	75
4.22	Bruchbilder diverser Schwingversuche (Auswahl)	76
4.23	Incremental Step Test, Grundgefüge	78
4.24	Incremental Step Test, Martensit	79
4.25	Eigenspannungstiefenprofile der ungehärteten Geometrien (Schwingproben) . .	80
4.26	Eigenspannungstiefenprofile der zu härtenden Geometrien vor der Vergütung .	81
4.27	Eigenspannungstiefenprofile der zu härtenden Geometrien nach der Vergütung .	82
4.28	Eigenspannungstiefenprofile der gehärteten Geometrien (Schwingproben)	82
4.29	Eigenspannungstiefen- und Härteprofile zweier Kurbelwellen in der Pleuellagerhohlkehle	83
4.30	Messrichtung Eigenspannungen	83
4.31	Zyklische Eigenspannungsstabilität unter Umlaufbiegung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche	84
5.1	Temperaturmessung Pleuellager	86
5.2	Temperatur-Zeit-Verlauf beim induktiven Härten (Pleuellager)	87
5.3	Temperatur-Zeit-Verlauf beim induktiven Härten (Hauptlager)	87
5.4	Wärmeleitfähigkeit für Vergütungsstähle	88

5.5	Spezifische Wärmekapazität für Vergütungsstähle	89
5.6	Rotation von Ersatzwärmequellen um Kurbelwellenlager	92
5.7	FE-Netz Kröpfung	92
5.8	Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Pleuellager)	93
5.9	Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Pleuellager)	94
5.10	Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Hauptlager)	95
5.11	Vergleich der Temperatur-Zeit-Verläufe von Bauteilmessungen und thermischer Simulation (Hauptlager)	95
5.12	Dilatogramm	97
5.13	Verfestigungsmechanismen	98
5.14	Dilatogramme Stahl 1.1303	99
5.15	ZTU Schaubild Stahl 1.1303	100
5.16	temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurven Stahl 1.1303	101
5.17	Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze	101
5.18	FE Kopplung innerhalb Abaqus	102
5.19	Martensiteindringtiefe Pleuellager	103
5.20	Martensiteindringtiefe Vierzylinder Kurbelwelle	103
5.21	Eigen Spannungshistorie FE-Knoten	104
5.22	FE-Netzvarianten inkl. Schleifoffset	104
5.23	Vergleich Eigen Spannungen (Messung & FEM) inkl. Schleifoffset	105
5.24	Vergleich Eigen Spannungen (Messung & FEM) ohne Schleifoffset	105
5.25	Vergleich (Anlass-)Eigen Spannungen (Messung & FEM) inkl. Schleifoffset	106
5.26	Vergleich (Anlass-)Eigen Spannungen (Messung & FEM) ohne Schleifoffset	107
6.1	Oberflächenpunkte Probekörper	109
6.2	Spannungskreis nach MOHR	110
6.3	BZV ungekerbte Probe, kombiniert, gleichphasig	111
6.4	BZV ungekerbte Probe, kombiniert, frequenzverschoben	111
6.5	Vierzylinder Kurbelwelle inkl. Koordinatensystemen	112
6.6	BZV Kurbelwellenhohlkehle	114
6.7	Rissinitiierungsorte ungekerbte, gehärtete Probe Zug/Druck ($R = -1$)	115
6.8	Vermessung der Anrisstiefen ungekerbter, gehärteter Proben bei wechselnder Zug/Druck-Beanspruchung (Auswahl)	116
6.9	Dauerfestigkeitsschaubilder für Zug/Druck	117
6.10	Korrelation Zugfestigkeit/Streckgrenze zu Härte	118
6.11	Korrelation Wechselfestigkeit Zug/Druck und Mittelspannungsempfindlichkeit zu Härte	119
6.12	Dauerfestigkeitsschaubilder für Zug/Druck in Abhängigkeit der Härte	120
6.13	Näherungen Härtetiefenabhängigkeiten von Kurbelwellen	120
6.14	Dauerfestigkeitsschaubilder in Abhängigkeit der Tiefe	121
6.15	Pleuellagerkröpfung unter Biegung	122
6.16	rechnerische Lebensdauerbewertung nach dem Kerbspannungskonzept	123
6.17	FE-Auswerteknoten der Pleuellagerkröpfung (Biegung)	125
6.18	Pleuellagerkröpfung unter Torsion	126
6.19	FE-Auswertebereich der Pleuellagerkröpfung (Torsion)	126
6.20	Hauptnormalspannung und Sicherheit in Pleuellagerhohlkehle	128

A.1	Aufbau einer Kurbelwelle (4 Zylinder Reihenmotor)	A-1
B.1	Aufbau Umlaufbiegeprüfung	B-1
D.1	Eigenspannungstiefenprofile der gehärteten Schwingproben (Ergänzung)	D-1
E.1	FE Ergebnisse der Induktionshärteroutine inkl. Schleifoffset (Netzvariation) . . .	E-1
E.2	FE Ergebnisse der Induktionshärteroutine exkl. Schleifoffset (Netzvariation) . . .	E-1
E.3	FE Anlassergebnisse der Induktionshärteroutine inkl. Schleifoffset (Netzvariation)	E-2
E.4	FE Anlassergebnisse der Induktionshärteroutine exkl. Schleifoffset (Netzvariation)	E-2
F.1	BZV gekerbte Probe, kombiniert, gleichphasig	F-1
F.2	BZV gekerbte Probe, kombiniert, frequenzverschoben	F-1
F.3	BZV ungekerbte Probe, kombiniert, phasenverschoben	F-2
F.4	BZV gekerbte Probe, kombiniert, phasenverschoben	F-2
G.1	Spannungstensorzeitverläufe KW Hohlkehle	G-1

Tabellenverzeichnis

2.1	Abnahme der Langzeitfestigkeit pro Dekade	6
2.2	Einteilung der Werkstoffgruppen für die Stützwirkung (HTS)	29
2.3	Stützwirkung nach FKM Richtlinie	30
2.4	Werkstoffkonstanten für die Stützwirkung nach FKM Richtlinie	30
2.5	Richtwerte für Randschichtfaktoren je Bearbeitungsverfahren für Stähle	39
3.1	Nominelle chemische Zusammensetzung AFP Stahl 1.1303	47
3.2	Kerbformzahlen & bezogene Spannungsgradienten der Schwingproben	51
3.3	Prüfmatrix für Schwingversuche	53
3.4	Prüfmatrix für Zug- und dehnungsgeregelte Versuche	53
4.1	Zusammenfassung der Zugversuchsergebnisse	62
4.2	Dauerfestigkeiten der Schwingversuche	75
5.1	Wärmeübergangskoeffizienten unterschiedlicher Literaturquellen	91
5.2	Elastizitätsmodul Stahl 1.1303 (temperaturabhängig)	99
6.1	Nichtproportionalitätsfaktor nach [Gai04]	114
6.2	Rechnerische Bauteilsicherheiten Pleuellagerhohlkehle (Biegung)	126
6.3	Rechnerische Bauteilsicherheiten Pleuellagerhohlkehle (Torsion)	127
C.1	normierte Spannungsamplituden der Probenbrüche des Zug/Druck-Versuchs bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche	C-1
C.2	normierte Spannungsamplituden für Treppenstufenverfahren des Zug/Druck-Versuchs bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche	C-1
C.3	Treppenstufenverfahren des Zug/Druck-Versuchs bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche	C-2

Anhang

A Allgemeiner Aufbau einer Kurbelwelle

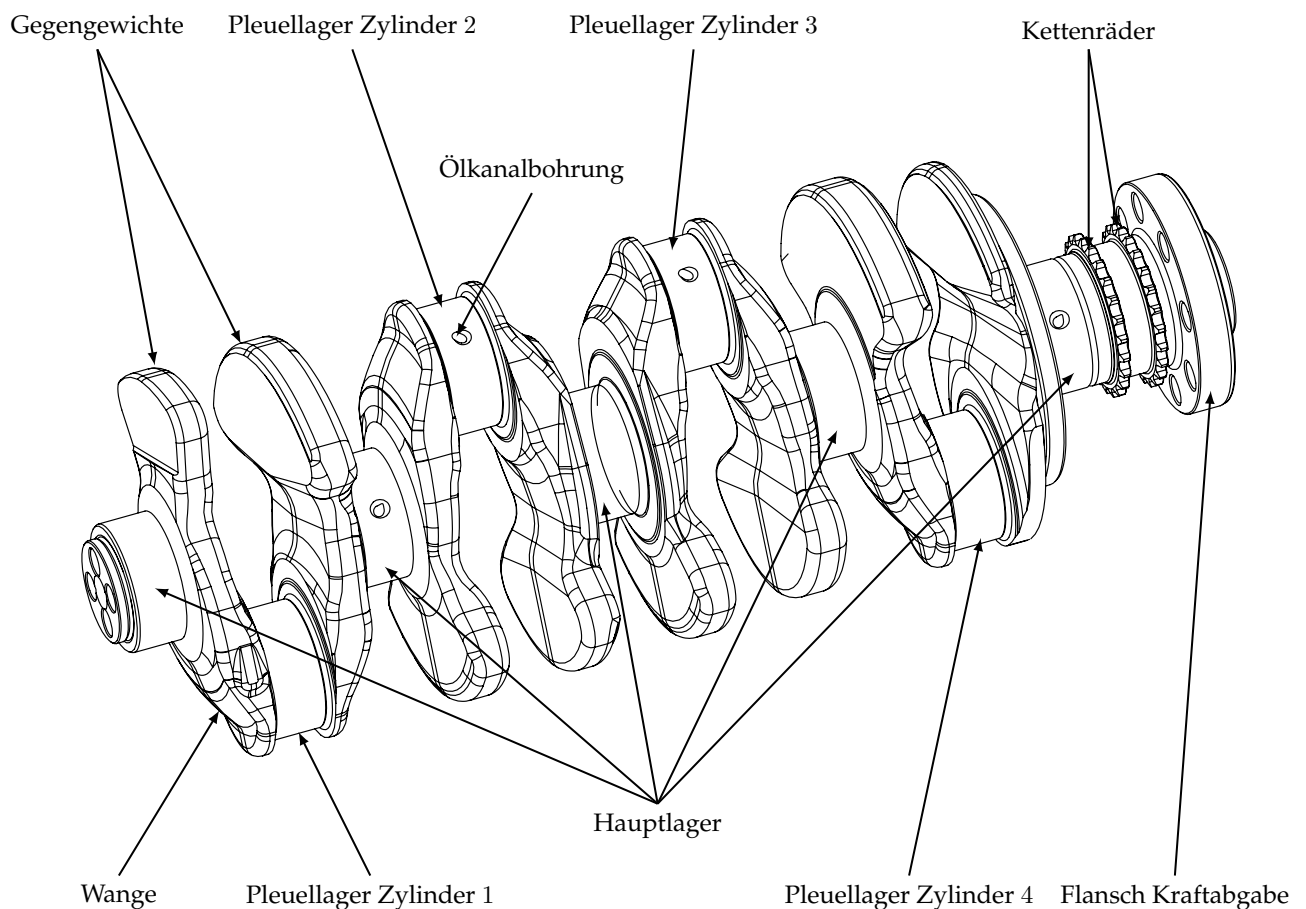


Abb. A.1: Aufbau einer Kurbelwelle (4 Zylinder Reihenmotor)

Die in Abbildung A.1 dargestellte Kurbelwelle ist Teil des gesamten Kurbeltriebverbundes einer Verbrennungskraftmaschine. Sie dient der Umwandlung der durch die Gaskraft verursachten Translation des Kolbens in eine rotatorische Bewegung. Ferner ist die Kurbelwelle Ausgangspunkt des Nutzdrehmoments [Bra13]. Die aufgeführte Bauart bezieht sich auf einen Motor mit vier Zylindern, welche in Reihenform angeordnet sind. Die Welle positioniert sich im Kurbelgehäuse über die fünf Hauptlager. Die vier Kurbelwellenzapfen ($\hat{=}$ Pleuellager, Zählweise nach [DIN94]) sind als Übergang zu den vier Pleuel oder Zylindern zu verstehen. Beide Lagerarten werden im Automobilbereich mit Gleitlagern ausgeführt. Die Versorgung selbiger

ist über die Ölkanalbohrungen von Haupt- zu Pleuellager sichergestellt [Bra13]. Als Kurbelwellenwangen sind die konstruktiven Außenkonturen von Pleuel- zu Hauptlager zu nennen. Die festigkeitssteigernden Maßnahmen an allen Lagerstellen werden durch Randschichthärteverfahren [Dap08] vorgenommen. An diesen Prozess schließen sich Schleifprozesse an, wodurch die Lageroberflächen in polierter Form vorliegen.

B Allgemeiner Aufbau Umlaufbiegeprüfstand

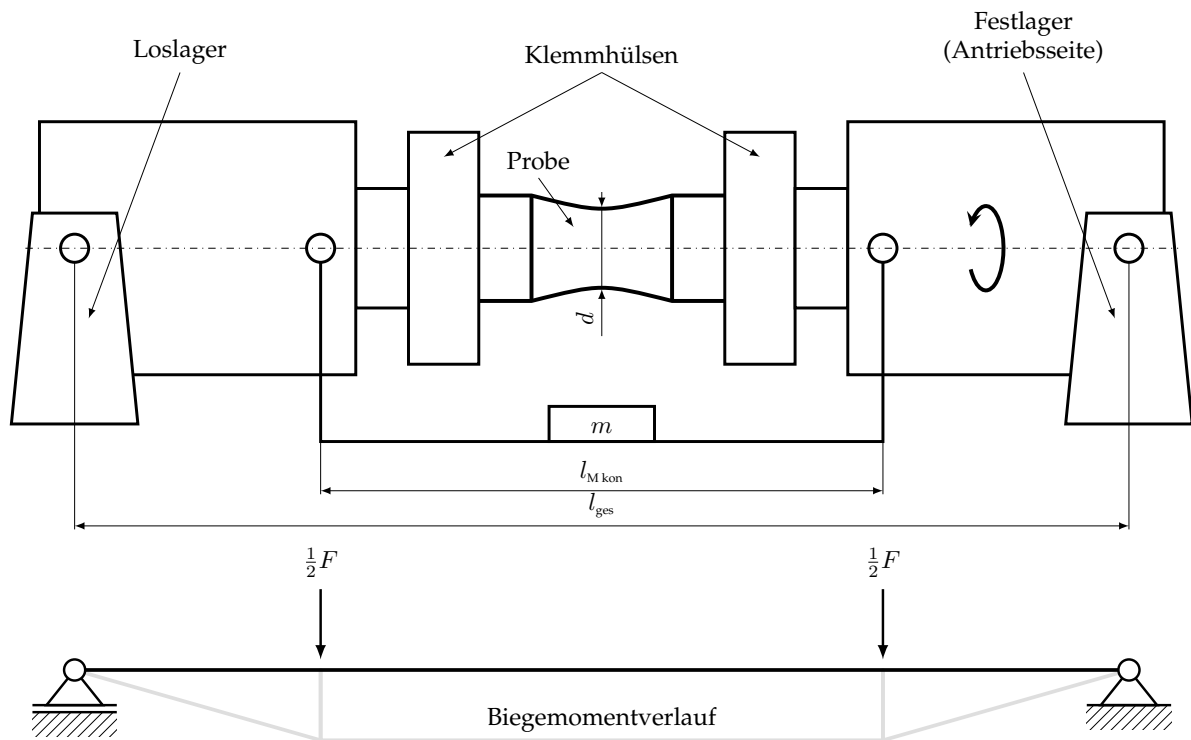


Abb. B.1: Aufbau Umlaufbiegeprüfung, eigene Darstellung nach [Fro06]

Abbildung B.1 zeigt ein vereinfachtes Balkenmodell, welches den Prüfstand für die Umlaufbiegeprüfung beinhaltet. Die Kraft F greift aufgrund der wirkenden Erdbeschleunigung g im Schwerpunkt der aufgebrachtten Masse an. Die zusammengefasste Masse m beinhaltet die Summe aus der Gestellmasse, welches an den beiden inneren Gelenkpunkten angebracht ist und mittig aufgelegter Masse. Der Prüfstand hat eine Gesamtlänge l_{ges} sowie eine Länge l_{Mkon} innerhalb der das Biegemoment konstant ist.

Aufgrund der gegebenen Maße ergeben sich Kraft F und Biege widerstandsmoment W_b zu:

$$F = m \cdot g \quad (\text{B.1})$$

$$W_b = \frac{\pi}{32} \cdot d^3 \quad (\text{B.2})$$

Ein Freischneiden der Lager und Kraftangriffspunkte resultiert in einem linearen Anstieg vom Loslager bis zum ersten Gestellkraftangriffspunkt auf ein maximales Biegemoment von:

$$M_b = \frac{F}{2} \cdot \frac{l_{\text{ges}} - l_{\text{Mkon}}}{2} = \frac{F (l_{\text{ges}} - l_{\text{Mkon}})}{4} \quad (\text{B.3})$$

Nach elementarer Balkentheorie ergibt sich die Biege nennspannung zu:

$$\sigma_b = \frac{M_b}{W_b} = \frac{\frac{F (l_{\text{ges}} - l_{\text{Mkon}})}{4}}{\frac{\pi}{32} \cdot d^3} = \frac{8F (l_{\text{ges}} - l_{\text{Mkon}})}{\pi \cdot d^3} \quad (\text{B.4})$$

Da die Proben mit konstantem Durchmesser mit unterschiedlichen Biegespannungsamplituden zu beaufschlagen sind, ergibt sich die Biegezugspannung in Abhängigkeit der variablen Prüfmassen zu:

$$\sigma_b = m \underbrace{\left[\frac{8g(l_{\text{ges}} - l_{\text{Mkon}})}{\pi \cdot d^3} \right]}_{\text{Maschinenkonstante}} \quad (\text{B.5})$$

C Statistische Auswertung der Probenschwingversuche

Folgender Abschnitt zeigt exemplarisch das Vorgehen zur Ermittlung der in Abschnitt 4.2 gelisteten Probenwöhlerlinien. Als Beispieldaten dienen die Schwingversuchsergebnisse der ungekerbten, ungehärteten Grundgefügeproben für wechselnde Zug/Druck-Bbeanspruchung (s. Abschnitt 4.2.1). Da der Fokus der Schwingversuche nicht auf der Wöhlerlinienneigung liegt, sind zu dessen Abschätzung Probenbrüche und hochgesetzte Durchläufer eingesetzt worden. Die Auswertung der Neigung erfolgt mittels linearer Regression nach dem Perlschnurverfahren (s. Abschnitt 2.4.1). Tabelle C.1 zeigt die für das Perlschnurverfahren notwendigen Spannungsamplituden σ_a der erzielten Probenbrüche. Die Spannungswerte sind normiert auf die Streckgrenze des Grundgefüges. Durch lineare Regression der vorliegenden Datenpunkte er-

Tab. C.1: normierte Spannungsamplituden der Probenbrüche des Zug/Druck-Versuchs bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche

$N / (-)$ bis Probenbruch	$\sigma_a/R_{p0.2} / (\text{MPa}/\text{MPa})$ Probenbruch	$\sigma_a/R_{p0.2} / (\text{MPa}/\text{MPa})$ hochgesetzter DL
265 403	0.84	–
22 798	–	0.96
642 363	–	0.87
706 990	0.78	–
482 298	0.75	–
20 679	0.96	–

gibt sich eine Wöhlerlinienneigung von $k = 13.8$ sowie eine Streuspanne von $T_\sigma = 1.17$. Zur Auswertung des erprüften Dauerfestigkeitsniveaus bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ LW wurden die Ergebnisse aus Tabelle C.2 herangezogen.

Tab. C.2: normierte Spannungsamplituden für Treppenstufenverfahren des Zug/Druck- Versuchs bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche

$N / (-)$	$\sigma_a/R_{p0.2} / (\text{MPa}/\text{MPa})$ Probenbruch	$\sigma_a/R_{p0.2} / (\text{MPa}/\text{MPa})$ DL
4 986 481	0.78	–
1 826 043	0.75	–
6 000 000	–	0.72
1 026 681	0.75	–
6 000 000	–	0.72
6 000 000	–	0.75
706 990	0.78	–
482 298	0.75	–
6 000 000	–	0.72
6 000 000	–	0.75

Tab. C.3: Treppenstufenverfahren des Zug/Druck-Versuchs bei wechselnder Beanspruchung, AFP Stahl 1.1303 (Grundgefüge), ungekerbt, polierte Oberfläche

i	$\sigma_a/R_{p0.2}$	$\sigma_o/R_{p0.2}$	$\sigma_u/R_{p0.2}$	$\sigma_m/R_{p0.2}$		$\Sigma\Delta$	$\Sigma\bigcirc$	f_i	$i \cdot f_i$	$i^2 f_i$	
–	0.81	0.81	–0.81	0.00		0	0	0	0	0	
2	0.78	0.78	–0.78	0.00	Δ	F 2	0	3	6	12	
1	0.75	0.75	–0.75	0.00	Δ	3	2	5	5	5	
0	0.72	0.72	–0.72	0.00	\bigcirc	0	3	3	0	0	
–	0.69	0.69	–0.69	0.00	\bigcirc	0	0	0	0	0	
								Σ	11	11	17
									(F_H)	(A_H)	(B_H)

$$\sigma_D (P_{\dot{U}} = 50\%) = \sigma_a (i = 0) + d_H \cdot \frac{A_H}{F_H} = \left[0.72 + 0.03 \cdot \frac{11}{11} \right] \frac{\text{MPa}}{\text{MPa}} = \underline{\underline{0.75}} \quad (\text{C.1})$$

$$k_H = \frac{F_H \cdot B_H - A_H^2}{F_H^2} = \frac{11 \cdot 17 - 11^2}{11^2} = \underline{\underline{0.55}} \stackrel{!}{\geq} 0.5 \quad (\text{C.2})$$

Die Anwendung von k_H auf Abbildung 2.25 resultiert in $s/d \approx 0.73$, wodurch sich eine normierte Standardabweichung von 0.02 [MPa/MPa] ergibt. Wie in [Hue83] erwähnt, ist diese Abschätzung der Standardabweichung aufgrund der Versuchsanzahl < 17 kritisch zu betrachten. Zur Abschätzung eines Mittelwertes ist die Probenanzahl ausreichend.

D Eigenspannungstiefenprofile Probekörper

Die in Abbildung D.1 dargestellten Eigenspannungstiefenprofile ergänzen die in Abschnitt 4.3.2 gelisteten Verläufe der ungekerbten Schwingproben im polierten und angerauten Oberflächenzustand.

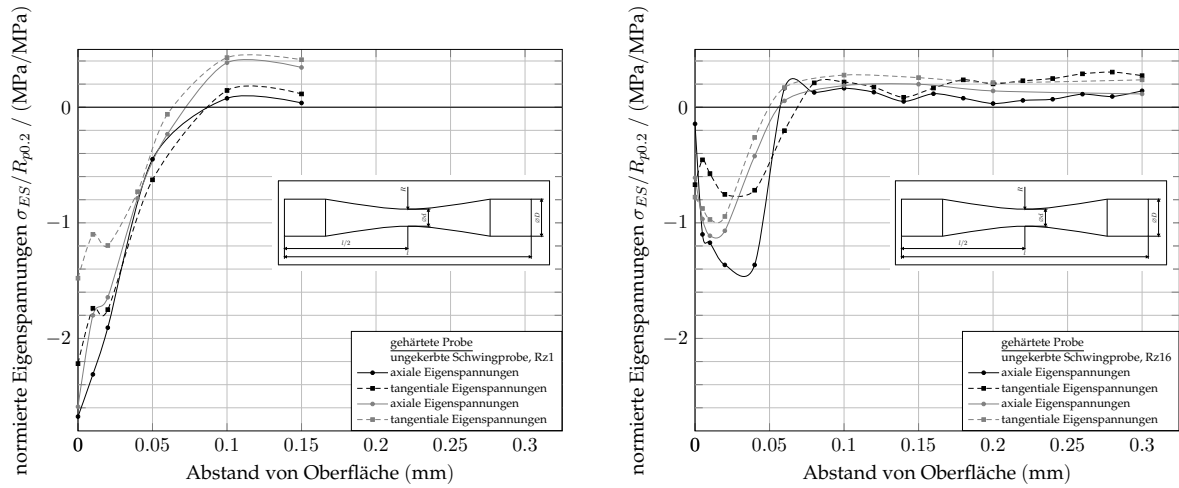


Abb. D.1: Eigenspannungstiefenprofile der gehärteten Schwingproben (Ergänzung)

E Eigenspannungsverläufe über den Querschnitt der FE-Kurbelwellenkröpfung

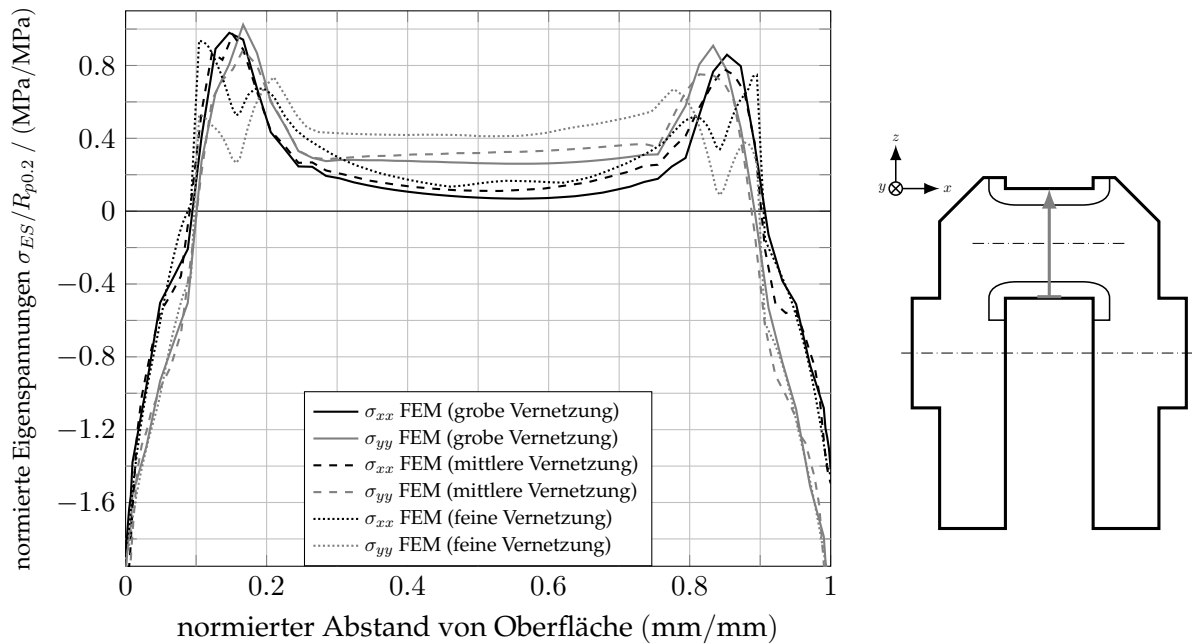


Abb. E.1: Vergleich zweier Eigenspannungstensorcomponenten der numerischen Berechnungsergebnisse für verschiedene FE Netzvarianten (s. Abbildung 5.22) mit Schleifoffset (ohne Anlassvorgang)

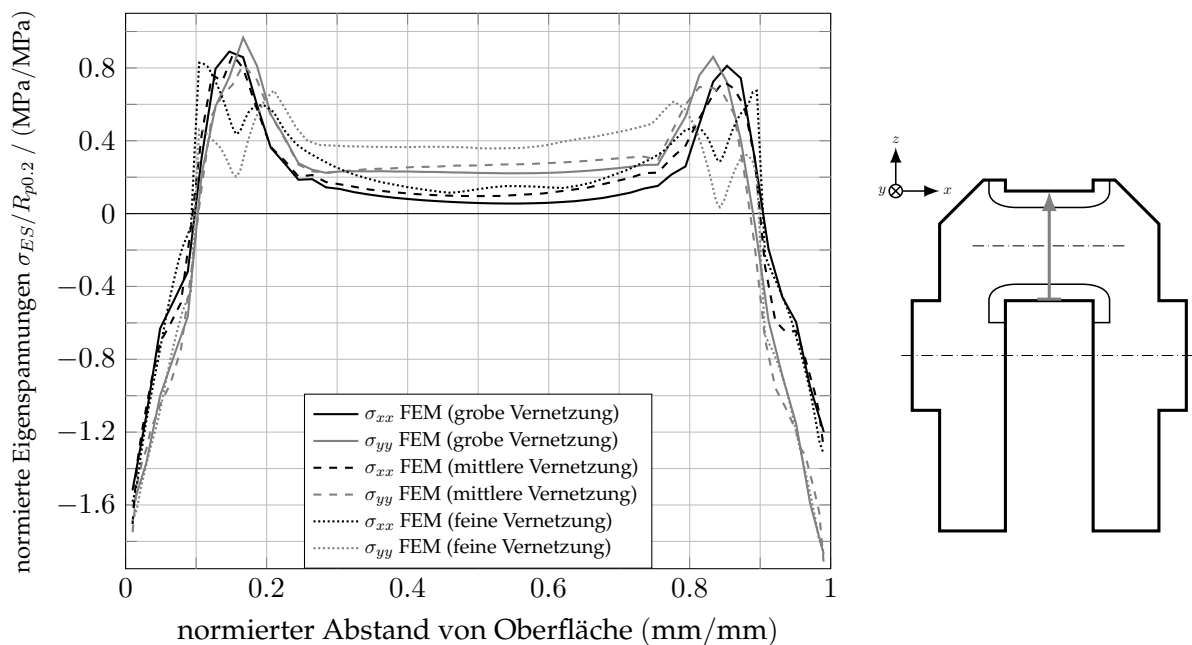


Abb. E.2: Vergleich zweier Eigenspannungstensorcomponenten der numerischen Berechnungsergebnisse für verschiedene FE Netzvarianten (s. Abbildung 5.22) ohne Schleifoffset (ohne Anlassvorgang)

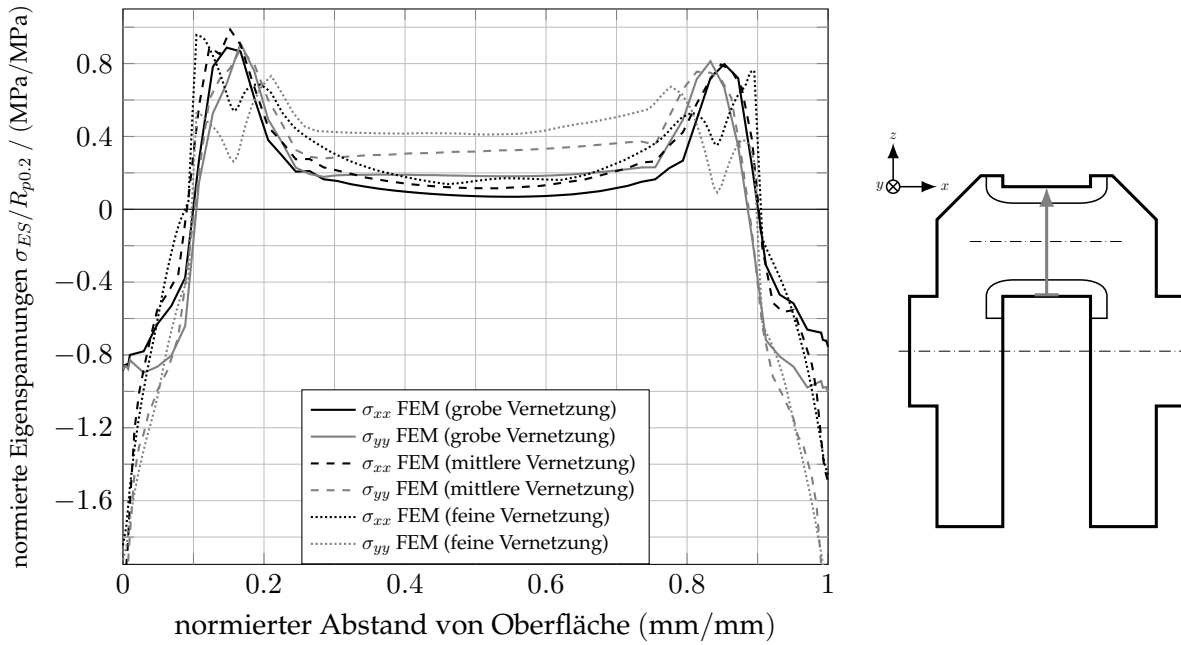


Abb. E.3: Vergleich zweier Eigenspannungstensorcomponenten der numerischen Berechnungsergebnisse für verschiedene FE Netzvarianten (s. Abbildung 5.22) mit Schleiffoffset (inkl. Anlassvorgang)

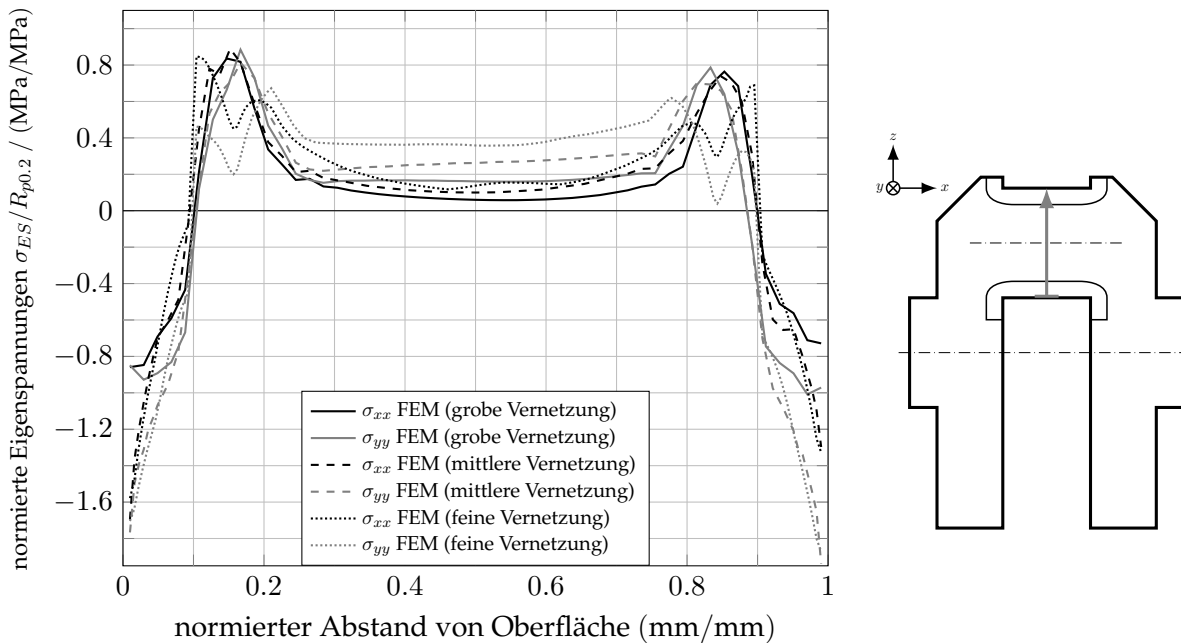


Abb. E.4: Vergleich zweier Eigenspannungstensorcomponenten der numerischen Berechnungsergebnisse für verschiedene FE Netzvarianten (s. Abbildung 5.22) ohne Schleiffoffset (inkl. Anlassvorgang)

F Beanspruchungs-Zeit-Verläufe der Probekörper unter ausgewählten mehrachsigen Beanspruchungen

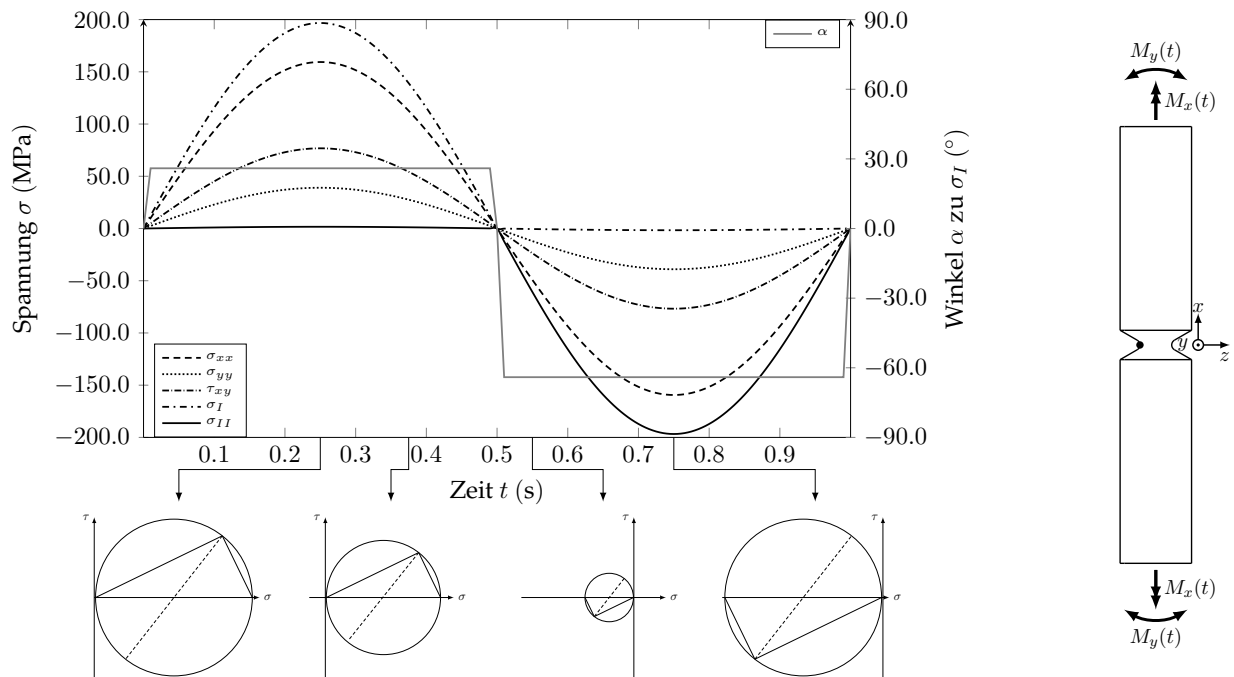


Abb. F.1: BZV gekerbte Probe unter kombinierter gleichphasiger Biegung und Torsion zzgl. ausgewählter Spannungskreise nach MOHR

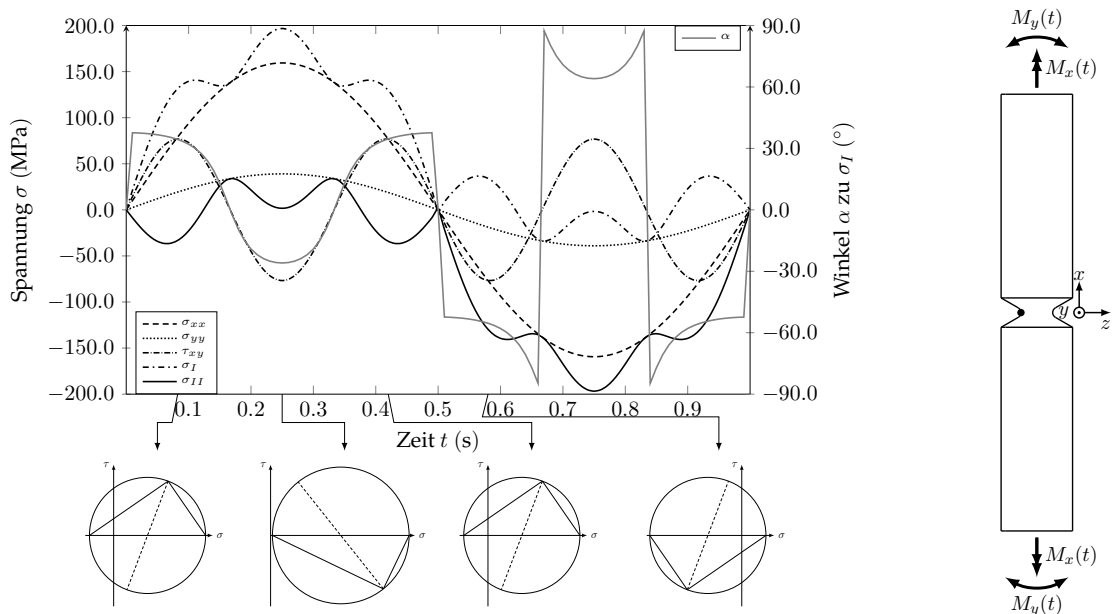


Abb. F.2: BZV gekerbte Probe unter kombinierter frequenzverschobener Biegung und Torsion zzgl. ausgewählter Spannungskreise nach MOHR

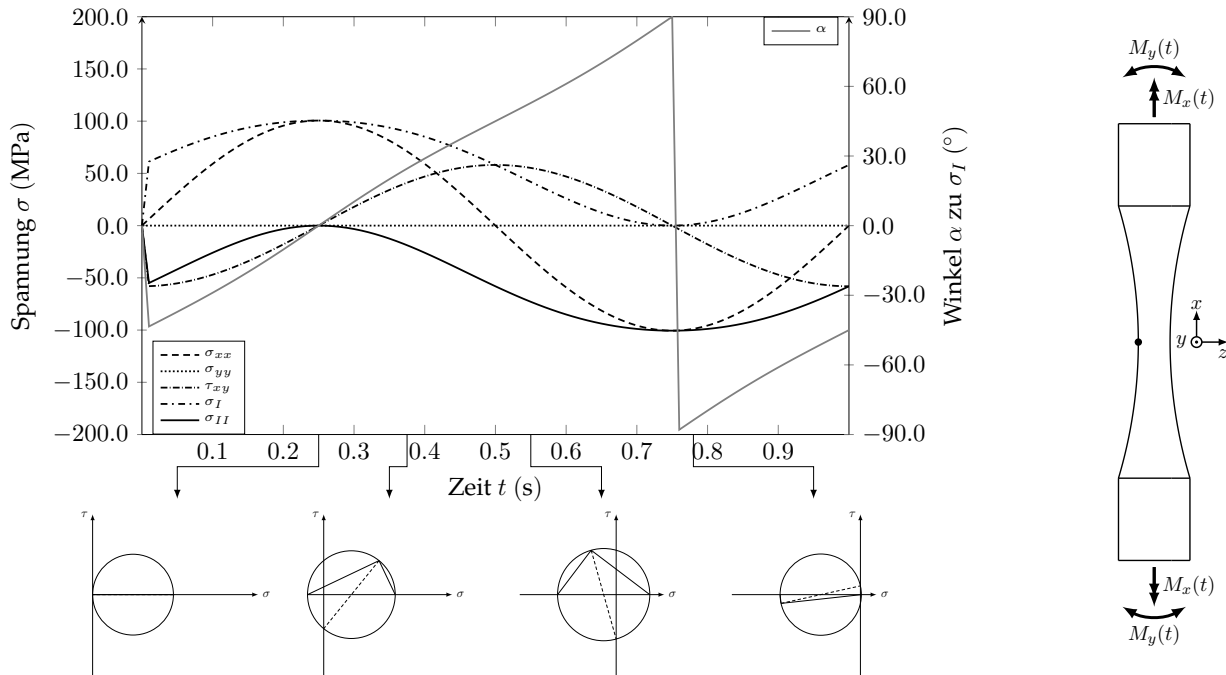


Abb. F.3: BZV ungekerbte Probe unter kombinierter 90° phasenverschobener Biegung und Torsion zzgl. ausgewählter Spannungskreise nach MOHR

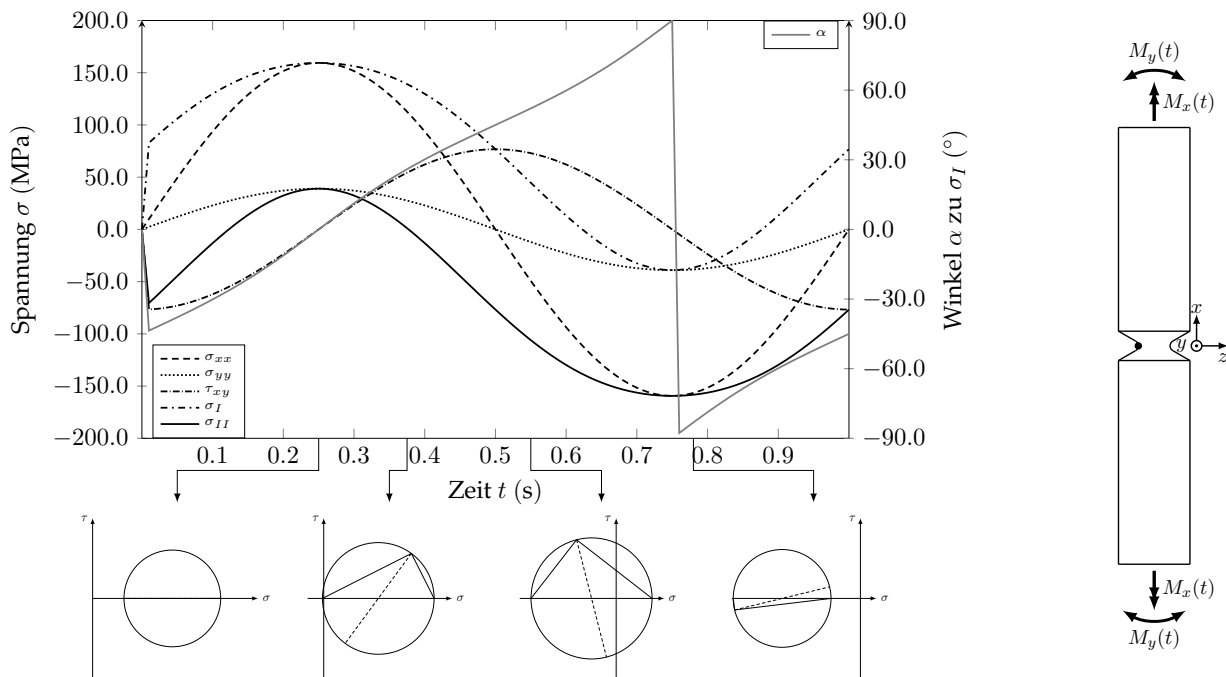


Abb. F.4: BZV gekerbte Probe unter kombinierter 90° phasenverschobener Biegung und Torsion zzgl. ausgewählter Spannungskreise nach MOHR

G Beanspruchungs-Zeit-Verläufe Kurbelwellenpleuellager in unterschiedlichen Koordinatensystemen

Die folgenden Spannungstensorzeitverläufe beziehen sich auf ein komplettes Arbeitsspiel der in Abbildung 6.5 dargestellten Vierzylinderkurbelwelle in den zwei ersichtlichen Koordinatensystemen.

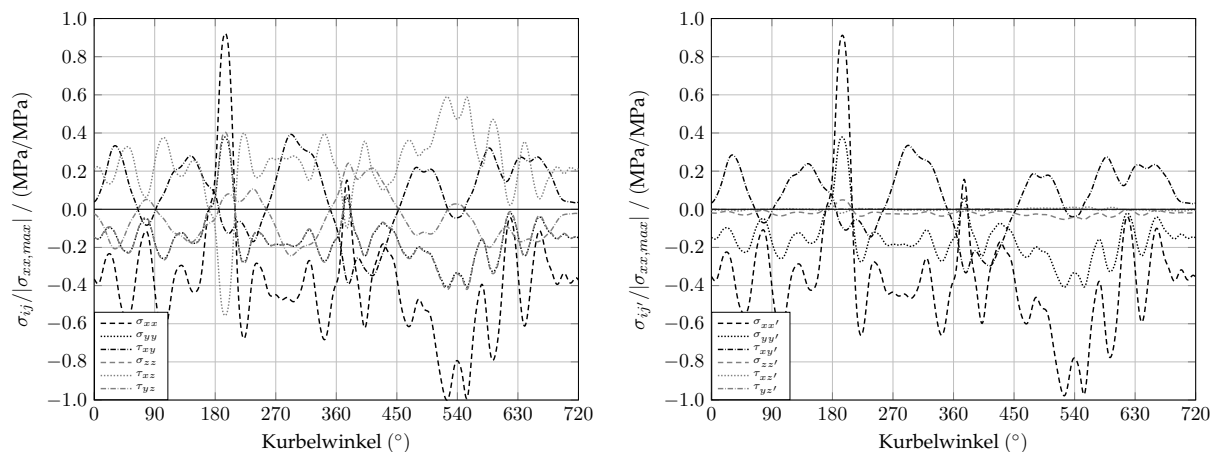


Abb. G.1: Spannungstensorzeitverläufe Pleuellager Nr. 3 für ein komplettes Arbeitsspiel (2 Wellenumdrehungen) bei $6\,500\text{ min}^{-1}$ im x, y, z (links)/ x', y', z' (rechts) Koordinatensystem (s. Abbildung 6.5)