

Innovations in Manufacturing Technology

Der menschengemachte Klimawandel erfordert Maßnahmen zur Reduktion von Treibhausgasemissionen. Leichtbau gilt hierbei als zentrale Strategie, ist jedoch bei zyklisch hoch belasteten Bauteilen durch die Schwingfestigkeit an Kerbstellen wie Querbohrungen begrenzt. Zur Erhöhung der lokalen Schwingfestigkeit an Kerbstellen werden Verfahren wie das Festwalzen und das induktive Härten eingesetzt, um Druckeigenspannungen einzubringen und die Oberflächenhärte zu steigern. Im Vergleich zum induktiven Härten ermöglicht das Festwalzen eine vollständige Bearbeitung der Querbohrungsoberfläche und bietet dadurch ein hohes Potenzial zur Schwingfestigkeitssteigerung. Das Festwalzen ist ein mechanisches Randzonenbearbeitungsverfahren, bei dem ein kraftbeaufschlagter Walzkörper über die Bauteiloberfläche geführt wird. Dabei wird die Randzone plastisch umgeformt, wodurch insbesondere Kaltverfestigung sowie Druckeigenspannungen eingebracht werden. Diese Druckeigenspannungen wirken den im Betrieb auftretenden Zuglastspannungen entgegen und führen dadurch zu einer Erhöhung der Schwingfestigkeit. Unter betrieblicher Belastung kann es jedoch zu einer Umlagerung der Eigenspannungen kommen. Der Einfluss des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit ist daher maßgeblich abhängig vom Werkstoff, der Art und Höhe der Belastung sowie von den initial eingebrachten Eigenspannungen. Die rechnerische Abschätzung der Schwingfestigkeit festgewalzter Bauteile ist bislang mit erheblichen Unsicherheiten verbunden, da insbesondere die Umlagerung der Eigenspannungen unter Betriebsbeanspruchung nicht ausreichend berücksichtigt wird. Gegenstand dieser Arbeit ist ein Verständnis der mittels Festwalzens eingestellten Randzoneneigenschaften, der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen sowie des Einflusses der resultierenden Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit von Wellen mit Querbohrungen. In einem ersten Schritt wurden experimentell und numerisch die Ursache-Wirkungs-Zusammenhänge zwischen den Festwalzparametern und den resultierenden Randzoneneigenschaften untersucht. Im zweiten Schritt wurde die Umlagerung der eingebrachten Eigenspannungen unter Torsionsschwingbeanspruchung analysiert. Im dritten Schritt wurde der Einfluss der umgelagerten Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit experimentell untersucht. Im vierten Schritt wurde ein erweitertes Berechnungsverfahren basierend auf der FKM-Richtlinie entwickelt, das die zuvor ermittelten Eigenspannungsverteilungen berücksichtigt.

ISBN 978-3-98555-342-6



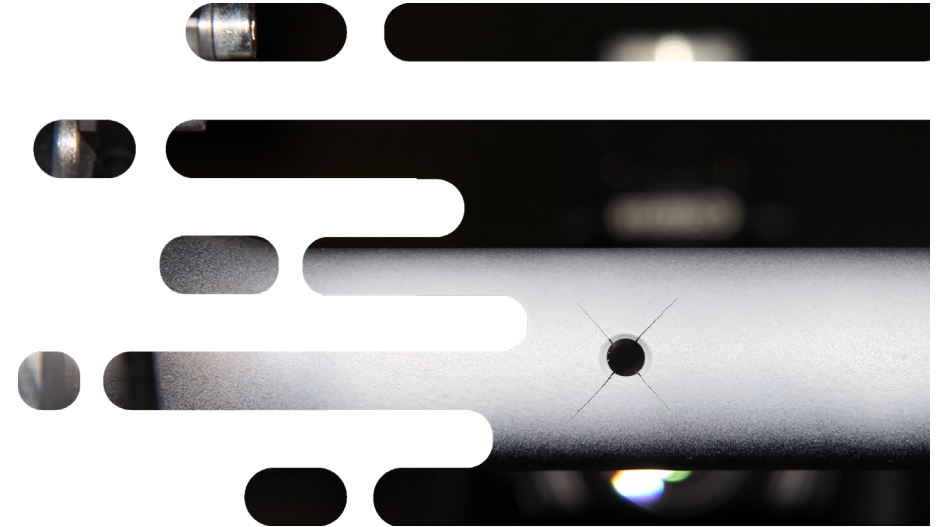
9 783985 553426



Lars Heinz Uhlmann

Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen

Innovations in Manufacturing Technology



Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen

Lars Heinz Uhlmann
05/2026



Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen

Method for Predicting the Fatigue Strength of Shafts with Deep Rolled Cross Bores

Von der Fakultät für Maschinenwesen
der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Lars Heinz Uhlmann

Berichter/in:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bergs

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Dr. h. c. Dr. h. c. Fritz Klocke

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Christoph Broeckmann

Tag der mündlichen Prüfung: 25. Februar 2026

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar.

INNOVATIONS IN MANUFACTURING TECHNOLOGY

Lars Heinz Uhlmann

Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit
von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. T. Bergs

Band 05/2026



Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <https://portal.dnb.de> abrufbar.

Lars Heinz Uhlmann:

Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen

1. Auflage, 2026

Gedruckt auf holz- und säurefreiem Papier, 100% chlorfrei gebleicht.

Copyright Apprimus Verlag, Aachen, 2026

Wissenschaftsverlag des Instituts für Industriekommunikation und Fachmedien
an der RWTH Aachen

Steinbachstr. 25, 52074 Aachen, Deutschland

Internet: www.apprimus-verlag.de, E-Mail: info@apprimus-verlag.de

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany

ISBN 978-3-98555-342-6

Vorwort und Danksagung

Preamble and Acknowledgement

Die vorliegende Arbeit entstand neben meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Manufacturing Technology Institute MTI und Werkzeugmaschinenlabor WZL der RWTH Aachen University. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Bergs, Inhaber des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren, sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke, ehemaliger Inhaber des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren, für die Möglichkeit, diese Arbeit im Rahmen meiner Tätigkeit am WZL und MTI anzufertigen, sowie für die fachliche und persönliche Förderung. Weiterhin danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Christoph Broeckmann für die Übernahme des Koreferats und die intensive Prüfung des Manuskriptes. Herrn Prof. Dr.-Ing. Georg Jacobs danke ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Die der Dissertation zugrunde liegenden Arbeiten wurden maßgeblich im Rahmen zweier Forschungsprojekte ermöglicht. Die Förderung des AiF-Forschungsvorhabens „Entwicklung einer Methodik für die Steigerung der Torsionsfestigkeit von Antriebswellen mit Querbohrung“ hat einen wichtigen Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit geleistet. Hierfür danke ich der AiF sowie allen beteiligten Unternehmen und Projektpartnern. Mein besonderer Dank gilt Dr.-Ing. Oliver Maiß (Ecoroll AG), Felix Reissner (Fraunhofer LBF) sowie Dipl.-Ing. Stefan Roth (Everllence SE) für die vertrauensvolle Zusammenarbeit, die vielen fachlichen Diskussionen und die stets konstruktive Unterstützung. Weiterhin möchte ich mich herzlich bei Lennart Scholl und Witold Hildebrandt für die Unterstützung bei der Versuchsdurchführung am Institut für Werkstoffanwendungen im Maschinenbau der RWTH Aachen University bedanken.

Ebenso wurde diese Arbeit durch das vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) geförderte Projekt „Industrielles Reinforcement Learning zur Qualitätsregelung von Massivumformprozessen“ entscheidend geprägt. Den Kolleginnen und Kollegen vom Lehrstuhl für Informations-, Qualitäts- und Sensorsysteme danke ich für die enge und inspirierende Zusammenarbeit. Besonders hervorheben möchte ich Nils Klasen, Ronja Witt und Chris Schönekehs für den intensiven fachlichen Austausch, die gemeinsame Projektbearbeitung sowie ihre Unterstützung bei der Durchführung und Auswertung der Versuche.

Den Kolleginnen und Kollegen am WZL und MTI danke ich herzlich für die angenehme Arbeitsatmosphäre, die zahlreichen anregenden Diskussionen, die Hilfsbereitschaft im Arbeitsalltag und die Unterstützung bei experimentellen Untersuchungen. Die Zusammenarbeit im Kreis der Umformerkolleginnen und -kollegen war für mich sowohl fachlich als auch persönlich eine große Bereicherung und hat wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Dabei möchte ich mich insbesondere bei Martina Müller, Max Meerkamp, Jan Sommer, Frank Schweinhaupt, Thomas Stoel, Peter Herrmann, Herman Voigts, Marcel Botz, Thomas Kokott, Tim Herrig sowie Andreas Rössler bedanken.

Meinen Hiwis und meinen Abschlussarbeitern danke ich für ihren engagierten Einsatz bei der experimentellen und numerischen Bearbeitung zahlreicher Teilaufgaben. Dabei

gilt mein besonderer Dank Felix Lambers, Felix Metz, Pia Carina Pickmann, Kristoffer Kleist, Stefan Witter, Moritz Mauler, Max Wetjen und Simon Schwichtenberg.

Abschließend gilt mein besonderer Dank meiner Familie und meinen Freunden. Ohne ihren Rückhalt, ihr Verständnis für arbeitsintensive Phasen und ihre fortwährende Unterstützung wäre die Entstehung dieser Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen.

Aachen, im März 2026

Lars Uhlmann

Kurzzusammenfassung

Der menschengemachte Klimawandel erfordert Maßnahmen zur Reduktion von Treibhausgasemissionen. Leichtbau gilt hierbei als zentrale Strategie, ist jedoch bei zyklisch hoch belasteten Bauteilen durch die Schwingfestigkeit an Kerbstellen wie Querbohrungen begrenzt. Zur Erhöhung der lokalen Schwingfestigkeit an Kerbstellen werden Verfahren wie das Festwalzen und das induktive Härten eingesetzt, um Druckeigenstress einzubringen und die Oberflächenhärte zu steigern. Im Vergleich zum induktiven Härten ermöglicht das Festwalzen eine vollständige Bearbeitung der Querbohrungsoberfläche und bietet dadurch ein hohes Potenzial zur Schwingfestigkeitssteigerung. Das Festwalzen ist ein mechanisches Randzonenbearbeitungsverfahren, bei dem ein kraftbeaufschlagter Walzkörper über die Bauteiloberfläche geführt wird. Dabei wird die Randzone plastisch umgeformt, wodurch insbesondere Kaltverfestigung sowie Druckeigenstress eingebracht werden. Diese Druckeigenstress wirken den im Betrieb auftretenden Zuglastspannungen entgegen und führen dadurch zu einer Erhöhung der Schwingfestigkeit. Unter betrieblicher Belastung kann es jedoch zu einer Umlagerung der Eigenstress kommen. Der Einfluss des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit ist daher maßgeblich abhängig vom Werkstoff, der Art und Höhe der Belastung sowie von den initial eingebrachten Eigenstress. Die rechnerische Abschätzung der Schwingfestigkeit festgewalzter Bauteile ist bislang mit erheblichen Unsicherheiten verbunden, da insbesondere die Umlagerung der Eigenstress unter Betriebsbeanspruchung nicht ausreichend berücksichtigt wird.

Gegenstand dieser Arbeit ist ein Verständnis der mittels Festwalzens eingestellten Randzoneneigenschaften, der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenstress sowie des Einflusses der resultierenden Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit von Wellen mit Querbohrungen. In einem ersten Schritt wurden experimentell und numerisch die Ursache-Wirkungs-Zusammenhänge zwischen den Festwalzparametern und den resultierenden Randzoneneigenschaften untersucht. Im zweiten Schritt wurde die Umlagerung der eingebrachten Eigenstress unter Torsionsschwingbeanspruchung analysiert. Im dritten Schritt wurde der Einfluss der umgelagerten Eigenstress auf die Schwingfestigkeit experimentell untersucht. Im vierten Schritt wurde ein erweitertes Berechnungsverfahren basierend auf der FKM-Richtlinie entwickelt, das die zuvor ermittelten Eigenstressverteilungen berücksichtigt.

Abstract

Man-made climate change requires measures to reduce greenhouse gas emissions. Lightweight construction is a key strategy here, but is limited by the fatigue strength at notch points such as cross bores in components subject to high cyclic loads. To increase the local fatigue strength at notch locations, processes such as deep rolling and inductive hardening are used to introduce residual compressive stresses and increase the surface hardness. In contrast to inductive hardening, deep rolling enables complete machining of the cross bore surface and therefore offers a high potential for increasing fatigue strength. Deep rolling is a mechanical surface treatment in which a force-loaded rolling body is guided over the component surface. In the process, the surface area is plastically formed, resulting in particular in work hardening and residual compressive stresses. These residual compressive stresses counteract the tensile stresses that occur during operation and thus lead to an increase in fatigue strength. Under operational load, however, the residual stresses can be redistributed. The influence of deep rolling on the fatigue strength is therefore largely dependent on the material, the type and level of loading and the residual stresses initially induced. The computational estimation of the fatigue strength of deep rolled components is still associated with considerable uncertainties, as in particular the redistribution of residual stresses under operational loading is not sufficiently considered.

The subject of this work is an understanding of the surface area properties set by deep rolling, the operational load-related redistribution of residual stresses and the influence of the resulting surface area properties on the fatigue strength of shafts with cross bores. In a first step, the cause-effect relationships between the deep rolling parameters and the resulting surface area properties were investigated experimentally and numerically. In the second step, the redistribution of the induced residual stresses under torsional fatigue loading was analyzed. In the third step, the influence of the redistributed residual stresses on the fatigue strength was investigated experimentally. In the fourth step, an extended calculation method was developed based on the FKM guideline, which takes into account the previously determined residual stress distributions.

Inhaltsverzeichnis

Table of Contents

1	Einleitung	1
2	Stand der Erkenntnisse.....	5
2.1	Schwingfestigkeit	5
2.2	Festwalzen	14
2.3	Fazit des Stands der Erkenntnisse.....	22
3	Zielsetzung und Forschungsmethodik	25
4	Einfluss des Festwalzens auf die Randzoneneigenschaften.....	27
4.1	Experimentelle Charakterisierung der untersuchten Analogieproben	27
4.2	Numerische Modellierung des Festwalzprozesses und Analyse des Einflusses von Prozessparametern auf die Eigenspannungsverteilung	43
4.3	Zwischenfazit	60
5	Betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen	63
5.1	Experimentelle Analyse der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen bei schwingender Torsionsbelastung	63
5.2	Numerische Analyse des Einflusses von Festwalz- und Belastungsparametern auf die betriebslastbedingte Umlagerung von Eigenspannungen	67
5.3	Zwischenfazit	85
6	Einfluss der eingestellten Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit	87
6.1	Experimenteller Ablauf der Schwingfestigkeitsversuche und Anrissdetektion.....	87
6.2	Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen: Rissinitiierung und Risswachstum, Bruchbildanalyse und Schwingfestigkeit	98
6.3	Zwischenfazit	106
7	Modellbasierte Vorhersage der Schwingfestigkeit.....	107
7.1	Anpassung der Methoden der FKM-Richtlinie	107
7.2	Validierung der Methode anhand experimenteller Ergebnisse	112
7.3	Einfluss der Festwalzprozessparameter auf die Schwingfestigkeit	114
7.4	Übertragung auf den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT	116
7.5	Zwischenfazit	119
8	Zusammenfassung und Ausblick.....	121
9	Literaturverzeichnis.....	131

Formelzeichen und Abkürzungen

Symbols and Abbreviations

Großbuchstaben

A_P	mm ²	Projizierte Kontaktfläche
C_i	-	Materialparameter
E	MPa	Elastizitätsmodul
E_{GJS}	MPa	Elastizitätsmodul GJS
E_H^*	MPa	Modifiziertes Elastizitätsmodul
F_{DR}	kN	Festwalzkraft
F_H	kN	Kraft Härteprüfung
F_{max}	kN	Maximale Prüfkraft
$F_{Prüf}$	kN	Prüfkraft
$G_{\sigma,base}$	-	Spannungsgefälle Übergangsbereich
$G_{\sigma,sur}$	-	Spannungsgefälle Oberfläche
H_{IT}	-	Eindringhärte
H_V	HV	Vickershärte
HBW	HBW	Brinellhärte
I_{Almen}	mmN	Almenintensität
K_{AK}	-	Mittelspannungsfaktor
K_C	-	Constant Kernel
K_{RBF}	-	Radial Basis Function Kernel
K_{RQ}	-	Rational Quadratic Kernel
K_{Total}	-	Gesamter Kernel
K_V	-	Randschichtfaktor
L	-	Werkstoffspezifischer Längenfaktor
M_{Scale}	-	Massenskalierung
M_T	Nm	Torsionslastmoment
M_{σ}	-	Mittelspannungsempfindlichkeit
N	-	Schwingspielzahl
N_B	-	Bruchschwingspielzahl
N_{CI}	-	Anrisschwingspielzahl
N_{CP}	-	Schwingspielzahl Risswachstum
N_G	-	Grenzwingspielzahl
N_K	-	Knickschwingspielzahl
N_{kernel}	-	Anzahl an Kernen

N_{train}	-	Größe Trainingsdatensatz
P_F	-	Versagenswahrscheinlichkeit
P_U	-	Überlebenswahrscheinlichkeit
Q_∞	-	Angestrebter asymptotischer Wert
R	-	Lastverhältnis
R^{-1}	-	Krümmung
Ra	μm	Mittenrauwert
R_M	-	Lastmomentverhältnis
R_{Mises}	-	Verhältnis der von Mises-Vergleichsspannung
$RMSE$	%	Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{m,\text{base}}$	MPa	Zugfestigkeit des Kernwerkstoff
$R_{m,\text{surf}}$	MPa	Zugfestigkeit der Randschicht
$R_{p,\text{zyk}}$	MPa	Zyklische Streckgrenze
R_{th}	μm	Resultierende Rauheit
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
T_{AN}	$^{\circ}\text{C}$	Anlasstemperatur
T_{FEM}	h	Berechnungszeit FEM
T_{GPR}	s	Berechnungszeit GPR

Kleinbuchstaben

a_{el}	mm	Länge der großen Halbachse einer Ellipse
b	mm/s	Geschwindigkeit der Annäherung an Q_∞
b_{el}	mm	Kurze Halbachse einer Ellipse
c_{FEM}	-	Korrekturfaktor
d_B	mm	Querbohrungsdurchmesser
d_{Blende}	mm	Blendendurchmesser
d_{Bohrer}	mm	Durchmesser Bohrer
d_C	mm	Abstand zur Zylinderoberfläche
d_{DMS}	mm	Abstand Dehnmessstreifen
d_{DR}	mm	Durchmesser Walzkörper
d_E	mm	Elementgröße
d_{EB}	mm	Eindruckdurchmesser
d_{Ef}	mm	Elementgröße Feinvernetzt
d_{Emax}	mm	Maximale Elementgröße Simulation

d_G	mm	Durchmesser Graphiteinschlüsse
d_{HS}	mm	Durchmesser Hohlkugel
d_i	mm	Eindrucktiefe
$d_{i,elastic}$	mm	Elastische Eindrucktiefe
$d_{i,plastic}$	mm	Plastische Eindrucktiefe
d_{QB}	mm	Abstand zur Querbohrung
d_{SP}	mm	Durchmesser Strahlgut
d_{sim}	mm	Durchmesser Simulationsausschnitt
d_V	mm	Eindruckdurchmesser des Vickers-Eindrucks
d_W	mm	Wellendurchmesser
e	mm	Exzentrizität
f	mm	Vorschub
f_{Ab}	Hz	Abtastrate
f_{AE}	Hz	Frequenzbereich Körperschallemission
f_{DR}	mm	Vorschub beim Festwalzen
f_p	Hz	Prüffrequenz
h_c	mm	Kontakttiefe
h_H	mm	Tiefe Härteprüfung
$h_{H,F10}$	mm	Tiefe bei 10 mN Prüfkraft
h_{max}	mm	Maximale Tiefe
h_r	mm	Tangententiefe
k	-	Wöhlerexponent
l_{IND}	mm	Längsausdehnung Härtebereich
n_B	min ⁻¹	Drehzahl beim Bohren
n_{DR}	min ⁻¹	Drehzahl beim Festwalzen
n_R	min ⁻¹	Drehzahl beim Reiben
n_t	-	Prüfnummer
n_σ	-	dynamische Stützzahl
o_{DR}	-	Überlappung beim Festwalzen
p_{DR}	bar	Festwalzdruck
p_H	MPa	Hertz'sche Pressung
$p_{H,stat}$	MPa	Statische Hertz'sche Pressung
p_{SP}	MPa	Prozessdruck beim Kugelstrahlen
r_{1i}^{-1}	-	Werkzeugkrümmung
r_{2i}^{-1}	-	Werkstückkrümmung

r_F	mm	Fasenradius
r_m	MPa	Zugfestigkeit
$r_{m,surf}$	MPa	Zugfestigkeit der Randschicht
$r_{m,base}$	MPa	Zugfestigkeit des Kernwerkstoffs
s	mm	Abstand zur Fase
s_{AP}	mm	Abstand Auswertepunkte
$\bar{s}_{Amp}$	mm	Mittlere Schwingungsamplitude
$\bar{s}_{Amp,0}$	mm	Initiale mittlere Schwingungsamplitude
t	mm	Tiefe
t_0	mm	Tiefe des Nulldurchgangs
$t_{0,ax}$	mm	Tiefe des Nulldurchgangs der axialen Eigenspannungen
$t_{0,tan}$	mm	Tiefe des Nulldurchgangs der tangentialen Eigenspannungen
t_{Cold}	mm	Tiefenwirkung Kaltverfestigung
t_{Fein}	mm	Minimale Tiefe feinvernetzter Bereich
t_{Fmax}	mm	Bearbeitungstiefe Festwalzwerkzeug
t_{halt}	s	Haltezeit
t_{IND}	mm	Maximale Härtetiefe
Δt_{Int}	s	Zeitintervalle
Δt_{Mess}	s	Messdauer
$\Delta t_{Prüf}$	mm	Prüfauflösung
t_{sim}	mm	Tiefe Simulationsausschnitt
t_{XRD}	mm	Tiefe Volumenelement XRD
t_Z	s	Zeit
ν	-	Querkontraktionszahl
ν_C	mm/s	Schnittgeschwindigkeit
ν_{Def}	mm/s	Geschwindigkeit Strahldeflektor
ν_f	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit
ν_{fB}	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit beim Bohren
ν_{fR}	mm/s	Vorschubgeschwindigkeit beim Reiben
w_i	mm	Eindruckbreite

Griechische Buchstaben

α	-	Rückspannungstensor
α_H	-	Proportionalitätsfaktor

α_W	°	Abstand der Walzkörper
γ_i	-	Werkstoffparameter
δ_H	-	Abplattung
δ_V	-	Werkzeugspezifischer Verlustfaktor
ε	-	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	1/s	Dehnrage
$\bar{\varepsilon}^{pl}$	-	Äquivalente plastische Dehnung
$\varepsilon_{\text{accu}}$	-	Akkumulierte plastische Dehnung
ε_G	-	Geometriefaktor
ε_{pos}	mm	Positioniergenauigkeit
ε_{rel}	-	Torsionssteifigkeit
ζ_H	-	Hertz'sche Koeffizient
η	-	Triaxialität
$\bar{\vartheta}$	°	Gemittelter Bragg-Winkel
$\mu_{\log}$	-	Logarithmische Mittelwert
ξ	-	Hertz'sche Beiwert
ξ_H	-	Hertz'scher Koeffizient
ρ	kg/m ³	Dichte
ρ_M	kg/m ³	Massenskalierte Dichte
ρ_H^*	-	Kumuliertes Krümmungsmaß
σ	-	Spannungstensor
σ^0	-	Größe der Fließfläche
$\sigma _0$	-	Initiale Größe der Fließfläche
σ_a	MPa	Lastamplitude
σ_{ar}	MPa	Reale Spannungsamplitude
σ_{ax}	MPa	Axiale Spannungen
$\sigma_{a,\text{ax}}$	MPa	Axiale Spannungsamplitude
$\sigma_{a,\text{tan}}$	MPa	Tangentiale Spannungsamplitude
σ_D	MPa	Langzeitfestigkeit
σ_{ES}	MPa	Eigenspannungen
$\sigma_{\text{ES},1}$	MPa	Eigenspannungen nach Druckbelastung
$\sigma_{\text{ES},2}$	MPa	Eigenspannungen nach Zugbelastung
$\sigma_{\text{ES},\text{ax}}$	MPa	Axiale Eigenspannungen
$\sigma_{\text{ES},\text{m}}$	MPa	Eigenspannungen aus Differenz der realen Ober- und Unterspannung
$\sigma_{\text{ES},\text{tan}}$	MPa	Tangentiale Eigenspannungen

σ_2	MPa	Zweite Hauptspannung
σ_3	MPa	Dritte Hauptspannung
$\sigma_{\log}$	-	Standardabweichung
σ_M	MPa	Von Mises-Vergleichsspannung
σ_{Max}	MPa	Maximale Druckeigenspannungen
σ_m	MPa	Mittelspannung
σ_{mr}	MPa	Reale Mittelspannung
$\sigma_{m,ax}$	MPa	Axiale Mittelspannung
$\sigma_{m,tan}$	MPa	Tangentiale Mittelspannung
σ_o	MPa	Oberspannung
σ_{or}	MPa	Reale Oberspannung
σ_S	MPa	Lastspannung
σ_{tan}	MPa	Tangentiale Spannungen
σ_u	MPa	Unterspannung
σ_{ur}	MPa	Reale Unterspannung
χ_H	-	Hertz'sche Koeffizient
ψ	-	Verdrillung
ψ_{an}	°	Schwingwinkel Antriebsseite
ψ_{ab}	°	Schwingwinkel Abtriebsseite
ω	min ⁻¹	Rotationsgeschwindigkeit

Abkürzungen

BO	Bayes'schen Optimierung
C3D4	Tetraederelemente
C3D8R	Hexaederelemente mit reduzierter Integration
DMS	Dehnmessstreifen
DMS R	DMS-Rosette
DR1	Festgewalzt mit dem Prozessparametersetup 1
DR2	Festgewalzt mit dem Prozessparametersetup 2
E-Modul	Elastizitätsmodul
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFT	Schnelle Fourier-Transformation
FKM	Richtlinien des Forschungskuratorium Maschinenbau
FLATO	Flachtorsionsmaschine
GPR	Gauß-Prozess-Regression
IBF	Institut für Bildsamer Formgebung

IND	Induktiv gehärtete Proben
REF	Unbehandelte Proben
REM	Rasterelektronenmikroskop
RMS	Quadratische Mittel
SD	Standardabweichung
SP1	Kugelgestrahlt mit dem Prozessparametersetup 1
SP2	Kugelgestrahlt mit dem Prozessparametersetup 2
WPFine	Bereiche der Querbohrung um die Fase
WPRough	Analogieprobe ohne WPFine
XRD	Röntgendiffraktometrie (engl. X-ray Diffraction)

1 Einleitung

Introduction

Das deutsche Klimaschutzgesetz sieht vor, die Treibhausgasemissionen bis 2030 um 55 % im Vergleich zu 1990 zu reduzieren [FEDE21]. Ein wesentlicher Ansatz zur Erreichung dieser Zielvorgabe ist die Leichtbauweise, mit der die Energie- und Ressourceneffizienz gesteigert werden soll [KLEI19]. Hierbei wird angestrebt, das Bauteilgewicht zu verringern, ohne die Funktionalität des Bauteils zu beeinträchtigen [MITT21]. Insbesondere bei zyklisch hoch belasteten Bauteilen führt eine Verringerung der Dimensionierung aufgrund der reduzierten Querschnitte bei gleicher Belastung zu erhöhten Lastspannungen. Diese erhöhten Lastspannungen sind vor allem in Bezug auf die Schwingfestigkeit kritisch zu bewerten. Besonders an Kerbstellen, wie Querbohrungen, konzentrieren sich die Lastspannungen, weshalb diesen Bereichen bei der Auslegung besondere Aufmerksamkeit gewidmet wird.

Zur Verbesserung der Schwingfestigkeit in diesen Bereichen kommen insbesondere lokale Härtingsverfahren, wie das induktive Härten, sowie mechanische Randzonenbearbeitungsverfahren, wie das Kugelstrahlen oder das Festwalzen, zum Einsatz. Diese Verfahren modifizieren gezielt die Randzoneneigenschaften. Hinsichtlich der Schwingfestigkeit sind hierbei vor allem die Härte, die Eigenspannungen und die Rauheit von Bedeutung. Bei Querbohrungen erweisen sich mechanische Randzonenbearbeitungsverfahren als besonders vorteilhaft, da das induktive Härten der gesamten Querbohrungsoberfläche mit herkömmlichen Induktoren nicht möglich ist. Lediglich die Wellenoberfläche kann gehärtet werden. Allerdings ist der Lastspannungsgradient in die Querbohrung hinein im Vergleich zu anderen Kerbstellen geringer, wodurch das Versagen bei induktiv gehärteten Wellen mit Querbohrung lediglich tiefer in die Querbohrung verlagert wird. Im Gegensatz dazu ermöglicht das Festwalzen eine Bearbeitung der gesamten Querbohrungsoberfläche und eine positive Modifikation der für die Schwingfestigkeit entscheidenden Randzoneneigenschaften Eigenspannungen, Härte und Rauheit.

Beim Festwalzen wird ein kraftbeaufschlagter Walzkörper über die zu bearbeitende Oberfläche geführt. Dadurch wird die Randzone inkrementell plastisch umgeformt. Die plastische Umformung führt zu einer Kaltverfestigung der Randzone, der Einbringung von Druckeigenspannungen und typischerweise einer Glättung der Rauheit. Der Einfluss dieser modifizierten Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit hängt maßgeblich von der Stabilität der Eigenspannungen unter zyklischer Belastung im Betrieb ab. Bei geringer Eigenspannungsstabilität werden die eingebrachten Druckeigenspannungen im Betrieb nahezu vollständig umgelagert, was den positiven Effekt auf die Schwingfestigkeit mindert. Die Eigenspannungsstabilität ist dabei stark werkstoffabhängig, sodass das Festwalzen sowohl eine deutliche Verbesserung als auch keine signifikante Beeinflussung der Schwingfestigkeit bewirkt.

Der Einfluss des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit wird derzeit überwiegend experimentell bestimmt. In Festigkeitsnachweisen, wie sie beispielsweise in der FKM-

Richtlinie vorgegeben sind, wird das Festwalzen innerhalb eines sogenannten Randschichtfaktors berücksichtigt. Der Anwender der Richtlinie wählt diesen Faktor innerhalb eines vorgegebenen Bereichs selbständig aus. Dabei sind Erfahrungen des Anwenders für eine zuverlässige Abschätzung entscheidend. Die Eigenspannungsstabilität wird in der Richtlinie jedoch nicht einbezogen. Dies führt dazu, dass bei der Anwendung der FKM-Richtlinie sowohl konservative als auch nicht konservative Abschätzungen der Schwingfestigkeit möglich sind [GÜNT24]. Eine stark konservative Abschätzung verschenkt Leichtbaupotenzial, während eine nicht konservative Abschätzung zu einem frühzeitigen Versagen des Bauteils im Betrieb führen kann. In Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie wird ein alternatives, vorläufiges Vorgehen zur Berücksichtigung von Randzonenbearbeitungsverfahren beschrieben. Hierbei wird unter anderem die Eigenspannungsstabilität mithilfe eines angepassten Haigh-Diagramms berücksichtigt. Dieses Vorgehen ist jedoch für Gusseisenwerkstoffe nicht anwendbar und führt auch bei Stahlwerkstoffen mitunter zu deutlichen Abweichungen von experimentellen Untersuchungen [GÜNT24]. Somit fehlen derzeit zuverlässige rechnerische Methoden zur Berücksichtigung des Einflusses des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit, insbesondere bei Bauteilen aus Gusseisenwerkstoffen.

Ziel dieser Arbeit ist daher, die Zusammenhänge zwischen der Schwingfestigkeit von Bauteilen mit festgewalzten Querbohrungen unter Anwendung numerischer und empirischer Methoden zu verstehen. Darauf aufbauend soll eine Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit für sowohl Gusseisen- als auch Stahlwerkstoffe abgeleitet werden. Hierzu werden zunächst die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern des Festwalzens und den resultierenden Randzoneneigenschaften durch experimentelle Untersuchungen und numerische Simulationen ermittelt. Auf dieser Grundlage wird der Einfluss der anschließenden schwingenden Belastung auf die Eigenspannungsstabilität numerisch abgebildet und bewertet. Anschließend wird experimentell der Einfluss der modifizierten Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit und das Risswachstumsverhalten untersucht. Abschließend wird auf Grundlage des Kapitels 5.5 der FKM-Richtlinie, unter Berücksichtigung der numerischen Simulationen des Festwalzens und der Umlagerung der Eigenspannungen, ein angepasstes Verfahren zur Abschätzung der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen beschrieben und anhand der experimentellen Untersuchungen validiert.

Introduction

The German Climate Protection Act aims to reduce greenhouse gas emissions by 55% by 2030 compared to 1990 [FEDE21]. A key approach to achieving this target is lightweight construction, which aims to increase energy and resource efficiency [KLEI19]. The aim here is to reduce the component weight without negatively impacting the functionality of the component [MITT21]. Particularly in the case of components subject to high cyclic loads, a reduction in dimensioning leads to increased load stresses due to the reduced cross-sections at equal loading. These increased load stresses are critical, especially with regard to fatigue strength. The load stresses are particularly concentrated at notches, such as cross bores, which is why special attention is devoted to these areas in the design phase.

Local hardening processes, such as induction hardening, and mechanical surface treatments, such as shot peening or deep rolling, are used in particular to improve the fatigue strength in these areas. These processes specifically modify the surface layer properties. In terms of fatigue strength, hardness, residual stresses and roughness are especially important. Mechanical surface treatments are particularly advantageous for cross bores, as induction hardening of the entire cross bore surface is not possible with conventional inductors. Only the shaft surface may be hardened. However, the load stress gradient into the cross bore is lower compared to other notches, which means that the failure of induction-hardened shafts with a cross bore is merely shifted deeper into the cross bore. In contrast, deep rolling allows the entire cross bore surface to be processed and positively modifies the surface layer properties of residual stresses, hardness and roughness, which are decisive for fatigue strength.

During deep rolling, a force-loaded rolling element is guided over the surface to be processed. This causes the surface area to be incrementally plastically formed. The plastic forming leads to work hardening of the surface area, the induction of residual compressive stresses and typically a smoothing of the roughness. The influence of these modified surface layer properties on the fatigue strength depends largely on the stability of the residual stresses under cyclic loading during operation. If the residual stress stability is low, the compressive residual stresses induced are almost completely redistributed during operation, which reduces the positive effect on the fatigue strength. The residual stress stability is strongly dependent on the material, so that deep rolling results in both a considerable improvement and no significant influence on the fatigue strength.

The influence of deep rolling on the fatigue strength is currently mainly determined experimentally. In strength verifications, such as those specified in the FKM guideline, deep rolling is taken into account within a so-called surface layer factor. The user of the guideline selects this factor independently within a specified range. The user's experience is decisive for a good estimate. However, residual stress stability is not included in the conventional directive. As a result, both conservative and non-conservative estimates of the fatigue strength are possible when applying the FKM guideline [GÜNT24]. A highly conservative estimate wastes lightweight construction potential,

while a non-conservative estimate can lead to premature failure of the component in operation. Chapter 5.5 of the FKM guideline describes an alternative, preliminary procedure for taking surface treatments into account. Among other things, the residual stress stability is taken into account with the aid of an adapted Haigh diagram. However, this procedure is not applicable for cast iron materials and sometimes leads to significant deviations from experimental investigations for steel materials [GÜNT24]. As a result, there is currently a lack of reliable analytical methods for taking into account the influence of deep rolling on fatigue strength, particularly for components made of cast iron materials.

The aim of this work is therefore to understand the relationships between the fatigue strength of components with deep rolled cross bores using numerical and empirical methods. Based on this, a method for predicting the fatigue strength for both cast iron and steel materials is to be derived. For this purpose, the cause-effect relationships between the process parameters of deep rolling and the resulting surface layer properties are first determined by experimental investigations and numerical simulations. On this basis, the influence of the subsequent oscillating loading on the residual stress stability is numerically modeled and evaluated. Afterwards, the influence of the modified surface layer properties on the fatigue strength and crack growth behavior are investigated experimentally. Finally, on the basis of chapter 5.5 of the FKM guideline, an adapted procedure for estimating the fatigue strength of shafts with deep rolled cross bores is described, taking into account the numerical simulations of the deep rolling and the redistribution of the residual stresses, and validated on the basis of the fatigue strength tests.

2 Stand der Erkenntnisse

State of the art in research and industry

Die Leichtbauweise ist ein entscheidender Ansatz zur Steigerung der Ressourcen- und Energieeffizienz und trägt maßgeblich zur Erreichung der Klimaziele bei [KLEI19]. Durch die reduzierte Dimensionierung von Bauteilen im Rahmen von Leichtbaumaßnahmen resultieren bei gleicher Belastung höhere Lastspannungen, da der Querschnitt verringert wird. Besonders relevant ist dies für schwingend belastete Bauteile, die auf Grundlage der Schwingfestigkeit ausgelegt werden müssen. Eine Erhöhung der Schwingfestigkeit trägt daher direkt zur Ausschöpfung des Leichtbaupotenzials bei, da sie ermöglicht, trotz reduzierter Querschnitte eine hohe Belastbarkeit und Lebensdauer sicherzustellen. In Kapitel 2.1 werden die Grundlagen der Schwingfestigkeit vorgestellt. Dabei werden die Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit beschrieben. Anschließend wird aufgezeigt, dass lokal eingebrachte Druckeigenspannungen die Schwingfestigkeit von Bauteilen beeinflussen können. In Kapitel 2.2 wird mit dem Festwalzen ein häufig eingesetztes Verfahren zur gezielten Modifikation der Randzoneigenschaften vorgestellt. Abschließend wird in Kapitel 2.3 der Stand der Erkenntnisse zusammengefasst und eine wirtschaftliche sowie wissenschaftliche Problemstellung abgeleitet.

2.1 Schwingfestigkeit

Fatigue strength

Die Schwingfestigkeit beschreibt die Fähigkeit eines Werkstoffs oder Bauteils eine zyklische Belastung zu widerstehen, ohne zu versagen [RADA07]. Dabei versagen zyklisch belastete Bauteile bei geringeren Belastungen als unter einer statischen Belastung [RÖSL16]. Für die Auslegung und Dimensionierung von gewichtsoptimierten Bauteilen ist die Schwingfestigkeit maßgeblich [BURG01]. Die Schwingfestigkeit ist dabei Teil der Betriebsfestigkeit (Abbildung 2.1), wobei die Betriebsfestigkeit neben der Schwingfestigkeit auch Verschleiß, Kriechbelastungen und Sonderbelastungen berücksichtigt [SONS08].

Bei der Schwingfestigkeit wird typischerweise zwischen einer konstanten Lastamplitude und einer variablen Lastamplitude unterschieden. Reale Anwendungen weisen zumeist eine variable Lastamplitude auf. Der Prüfaufwand mit variabler Lastamplitude ist zumeist deutlich höher als bei einer konstanten Lastamplitude. Daher werden häufig die Ergebnisse der konstanten Lastamplitude mithilfe numerischer oder analytischer Methoden auf die variable Lastamplitude übertragen. In dieser Arbeit wird die Schwingfestigkeit unter konstanter Lastamplitude untersucht, da kein konkreter Anwendungsfall mit variablem Belastungsverlauf zugrunde liegt. Die Reduktion auf konstante Amplituden ermöglicht eine fokussierte, grundlagenorientierte Betrachtung bei vertretbarem experimentellem, rechnerischem und monetärem Aufwand.

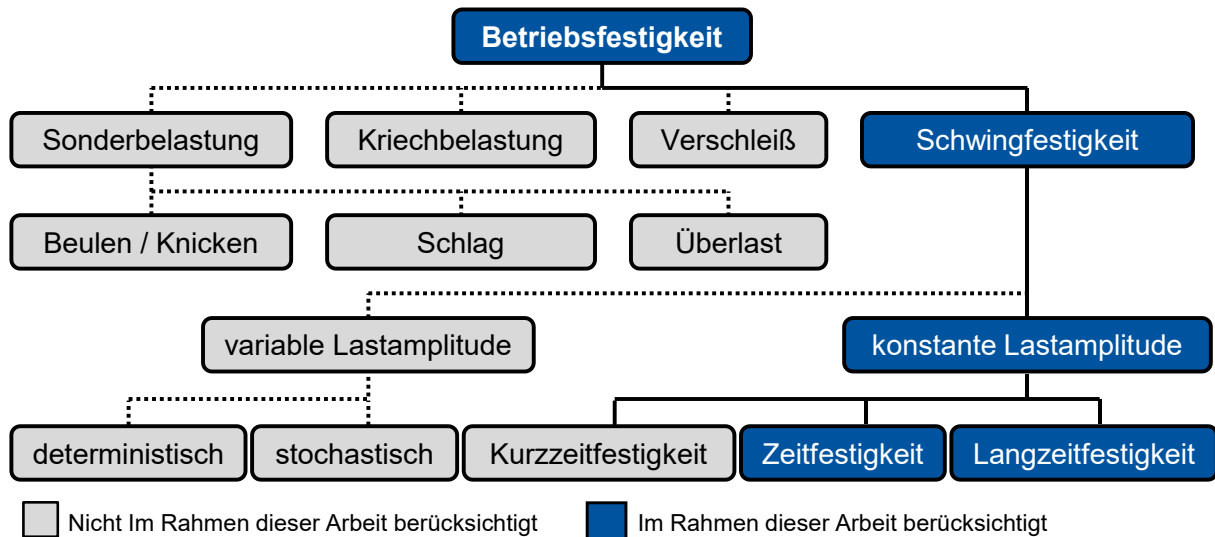
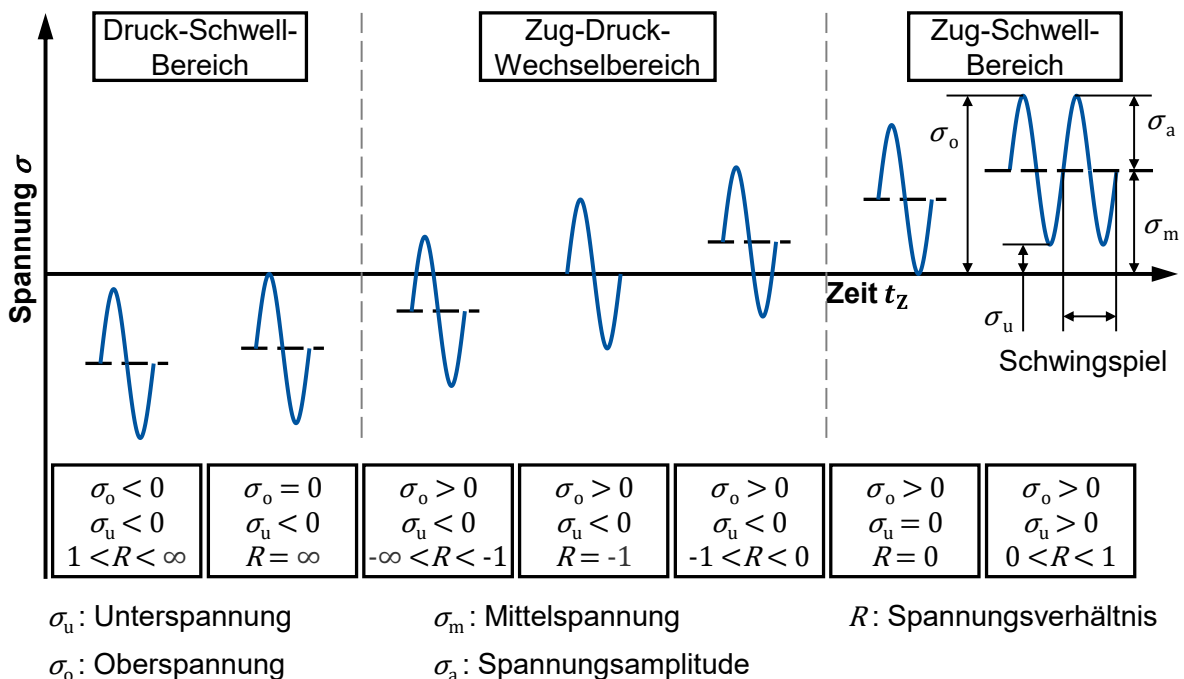


Abbildung 2.1: Einordnung der Schwingfestigkeit in die Betriebsfestigkeit [SONS08]

Classification of fatigue strength in operational stability [SONS08]

Kennwerte von Schwingspielen

Zur Untersuchung der Schwingfestigkeit werden insbesondere einstufige Belastungen berücksichtigt. Die einstufige Belastung zeichnet sich durch eine zyklisch-periodische Charakteristik aus. Dabei wird oftmals von einer schwingenden Belastung gesprochen. Ein Schwingspiel, auch Lastzyklus genannt, wird durch die Lastamplitude σ_a und die Mittelspannung σ_m definiert (vgl. Abbildung 2.2).


 Abbildung 2.2: Charakterisierung zyklisch-periodischer Lastamplituden und Zuordnung in Beanspruchungsbereiche über das Spannungsverhältnis R [DIN22a]

Characterization of cyclic-periodic load amplitudes and allocation to stress ranges via the stress ratio R [DIN22a]

Der maximale Spannungswert wird als Oberspannung σ_o und der minimale Spannungswert als Unterspannung σ_u bezeichnet. Die Abhängigkeiten von den charakteristischen Kennwerten des Schwingspiels sind in Gleichung (2.1) und (2.2) gezeigt.

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \quad (2.1)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} \quad (2.2)$$

Bei der schwingenden Belastung wird zwischen Zug-Schwell-Bereich, Zug-Druck-Wechselbereich und Druck-Schwell-Bereich unterschieden. Im Zug-Schwell-Bereich liegt eine rein schwellende Zugbelastung vor. Im Zug-Druck-Wechsel-Bereich tritt eine Zug-Oberspannung und eine Druck-Unterspannung auf. Der Druck-Schwell-Bereich weist eine rein schwellende Druckbelastung auf. Zur Einordnung in die Belastungsbereiche wird das Spannungsverhältnis R aus der Ober- und Unterspannung entsprechend Gleichung (2.3) gebildet [MACH11].

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (2.3)$$

Wöhlerkurven

Bei ausreichend hohen zyklischen Belastungen versagt das Bauteil infolge von Ermüdung. Dabei werden je nach Anwendungsfall unterschiedliche Versagenskriterien wie Risslänge, Steifigkeitsabfall oder Bruch berücksichtigt. Der Versuch wird als Wöhlerversuch bezeichnet und auf Grundlage mehrerer Wöhlerversuche mit unterschiedlichen Lastamplituden wird die Wöhlerkurve im Wöhlerdiagramm konstruiert. Dabei werden die Lastamplituden über die Schwingspielzahlen bis zum Versagen aufgetragen. In Abbildung 2.3 ist schematisch ein Wöhlerdiagramm dargestellt. Auf der Ordinate wird die Lastamplitude typischerweise in Form von Spannungen, Kräften, Momenten oder Drücken angegeben.

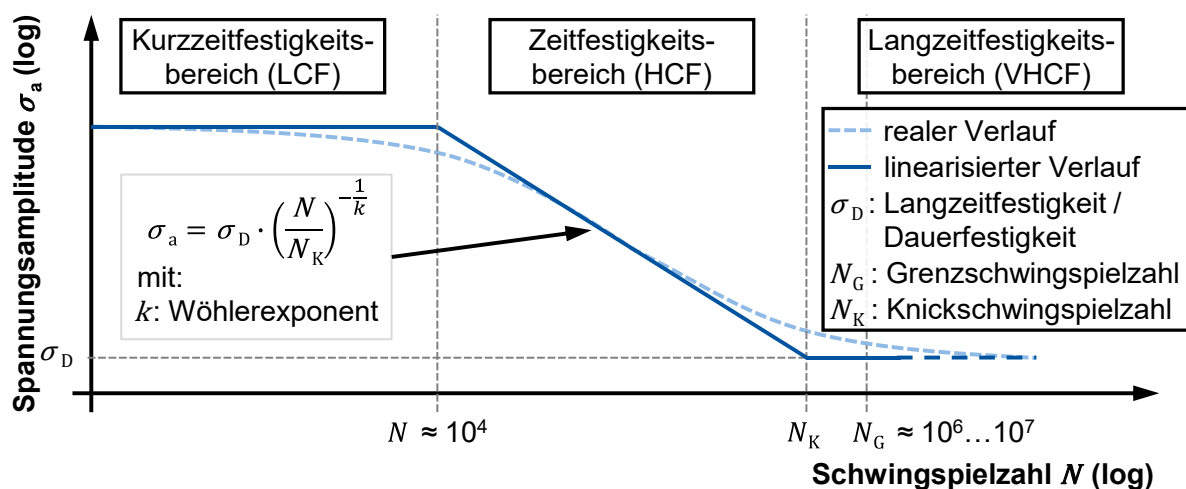


Abbildung 2.3: Darstellung von Wöhlerkurven mit zugehörigen Kenngrößen [DIN22b]

Illustration of S-N curves with associated parameters [DIN22b]

Die Wöhlerkurve unterteilt sich in drei Bereiche, dem Kurzzeitfestigkeitsbereich, Zeitfestigkeitsbereich und dem Langzeitfestigkeitsbereich. Der Kurzzeitfestigkeitsbereich

erstreckt sich je nach Anwendungsfall bis zu einer Bruchschwingspielzahl von $N_B \leq 10^3 - 10^4$ Schwingspielen [RADA07]. In diesem Bereich weist die Wöhlerkurve einen horizontalen Verlauf auf dem Niveau der statischen Zugfestigkeit auf [RADA07]. Die Belastung resultiert dabei in einer stark ausgeprägten plastischen Verformung. Der Zeitfestigkeitsbereich wird durch einen fallenden Verlauf der Wöhlerkurve charakterisiert. In der doppeltlogarithmischen Darstellung besteht ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen der Lastamplitude und der Schwingspielzahl N . Die Zeitfestigkeitsgeradengleichung ist in Gleichung (2.4) gegeben:

$$\sigma_a = \sigma_D \cdot \left(\frac{N}{N_K} \right)^{-\frac{1}{k}} \quad (2.4)$$

Die Lastamplitude σ_a wird anhand der Langzeitfestigkeit σ_D , der Knickschwingspielzahl N_K sowie des Wöhlerexponenten k bestimmt [GÖTZ22]. Die Langzeitfestigkeit entspricht der Lastamplitude bei Übergang vom Zeitfestigkeits- zum Langzeitfestigkeitsbereich und die Knickschwingspielzahl der entsprechenden Schwingspielzahl. Der Wöhlerexponent beschreibt die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden. Im Zeitfestigkeitsbereich resultieren die Belastungen in einer elastisch-plastischen Verformung, wobei der elastische Anteil überwiegt [RADA07]. Ab $N \approx 10^6 - 10^7$ Schwingspielen liegt der Langzeitfestigkeitsbereich vor [SCHL16]. Der Begriff der Dauerfestigkeit wird oft als Synonym für Langzeitfestigkeit genutzt, jedoch weisen nicht alle Werkstoffgruppen eine charakteristische Dauerfestigkeit auf. Aus diesem Grund wird im allgemeinen Fall vorzugsweise der Begriff Langzeitfestigkeit verwendet. Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf dem Zeitfestigkeitsbereich. Bei der experimentellen Charakterisierung des Zeitfestigkeitsbereichs wird als Versuchsstrategie das Horizontenverfahren (vgl. Abbildung 2.4 (a)), das Perlschnurverfahren (vgl. Abbildung 2.4 (b)) oder eine Mischform angewendet (vgl. Abbildung 2.4 (c)) [MART11].

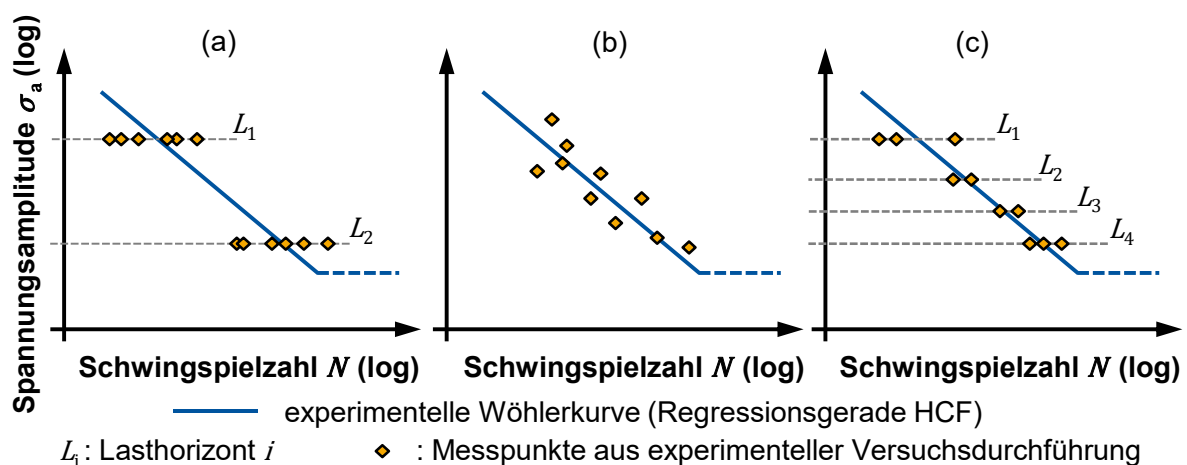


Abbildung 2.4: Strategien bei der Durchführung von Wöhlerversuchen für die experimentelle Ermittlung von Wöhlerkurven: Horizontenverfahren (a), Perlschnurverfahren (b) und eine Mischform (c) [MART11]

Strategies for carrying out S-N tests for the experimental determination of S-N curves: horizon method (a), bead line method (b) and a mixed method (c) [MART11]

Das Horizontenverfahren zeichnet sich durch die Prüfung auf typischerweise zwei Lasthorizonten aus. Auf jedem Lasthorizont werden dabei mehrere Einzelversuche durchgeführt. Die beiden Lasthorizonte werden dabei möglichst weit auseinander gewählt, sodass die Versuche beim oberen Lasthorizont idealerweise bei einer mittleren Schwingspielzahl von $N = 50.000$ Schwingspielen versagen [DIN22b]. Jedoch ist sicherzustellen, dass keine makroskopische plastische Verformung auftritt. Der untere Lasthorizont ist entsprechend Abbildung 2.4 nahe dem Übergangsbereich von Zeit- zu Langzeitfestigkeit. Bei der statistischen Auswertung werden für jeden Lasthorizont der logarithmische Mittelwert $\mu_{\log}$ sowie die Standardabweichung $\sigma_{\log}$ individuell bestimmt (vgl. Abbildung 2.5 (a)). Auf Grundlage der logarithmischen Mittelwerte und der Standardabweichungen werden unter Berücksichtigung der Knickschwingspielzahl N_K der Wöhlerexponent k sowie die Langzeitfestigkeit σ_D bestimmt (vgl. Gleichung (2.4)). Die Auswertung kann für unterschiedliche Überlebenswahrscheinlichkeiten P_u durchgeführt werden. Die Überlebenswahrscheinlichkeit beschreibt, unter Berücksichtigung der Standardabweichung, die Wahrscheinlichkeit, dass eine Analogieprobe eine bestimmte Anzahl von Schwingspielen ohne Versagen übersteht. Aufgrund der möglichen unterschiedlichen Standardabweichungen auf den einzelnen Lasthorizonten besitzen die Zeitfestigkeitsgeraden für unterschiedliche Überlebenswahrscheinlichkeiten P_u eine variierende Neigung und somit einen anderen Wöhlerexponenten k .

Beim Perlschnurverfahren werden Einzelversuche über den Zeitfestigkeitsbereich verteilt. Dabei wird häufig je Lasthorizont lediglich ein Einzelversuch durchgeführt. Bei der Auswertung der Versuche wird auf das Prinzip der Normierung aller Einzelversuche auf einen einzigen Lasthorizont zurückgegriffen. Auf Grundlage der umgerechneten Messwerte wird der logarithmische Mittelwert $\mu_{\log}$ und die Standardabweichung $\sigma_{\log}$ berechnet. In diesem Fall verlaufen die Zeitfestigkeitsgeraden für unterschiedliche Überlebenswahrscheinlichkeiten parallel zueinander, da lediglich eine globale Standardabweichung berücksichtigt wird (vgl. Abbildung 2.5).

Bei der Mischform werden auf unterschiedlichen Lasthorizonten jeweils mehrere Einzelversuche durchgeführt. Anschließend werden entsprechend dem Horizontenverfahren zunächst für jeden Lasthorizont der logarithmische Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt. Sofern die Standardabweichung der niedrigen Lasthorizonte größer ist als bei den hohen Lasthorizonten, wird entsprechend des Horizontenverfahren ausgewertet. Ist hingegen die Standardabweichung der höheren Lasthorizonte höher als bei den niedrigen Lasthorizonten, wird entsprechend des Perlschnurverfahren ausgewertet [DIN22b].

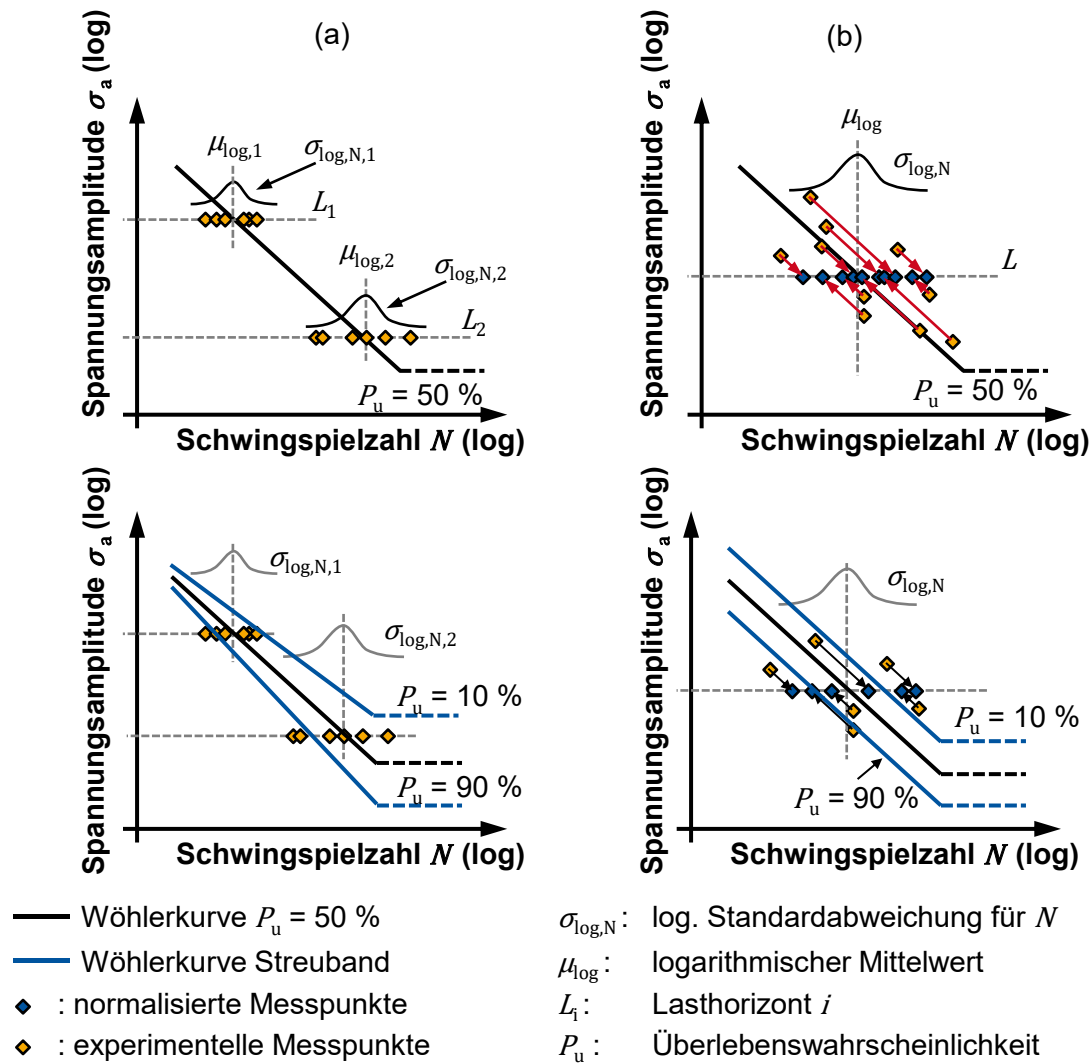


Abbildung 2.5: Schematische Darstellung der statistischen Auswertung zu experimentell ermittelten Wöhlerkurven im Zeitfestigkeitsbereich für das Horizontenverfahren (a) und das Perlschnurverfahren (b) [MART11]

Schematic illustration of the statistical evaluation of experimentally determined S-N curves in the finite life fatigue area for the horizon method (a) and the bead line method (b) [MART11]

Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit

Die Schwingfestigkeit und somit die Wöhlerkurve von Bauteilen wird durch eine Vielzahl von Einflussfaktoren beeinflusst. In Abbildung 2.6 ist eine Übersicht der wichtigsten Einflussfaktoren dargestellt. Dabei sind die einzelnen Effekte nicht vollständig separierbar, was die mitunter große Streuung bei Schwingfestigkeitsversuchen erklärt [RADA07].

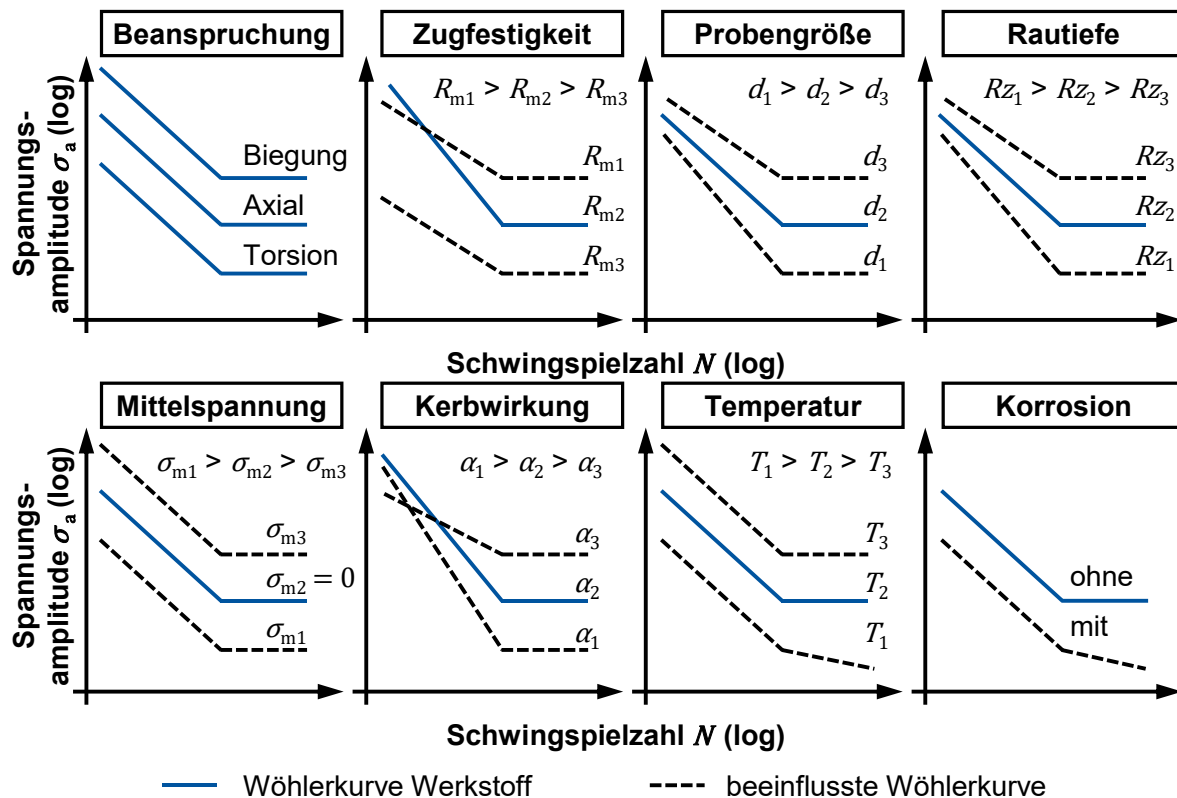


Abbildung 2.6: Einflussfaktoren auf den Verlauf von Wöhlerkurven [RADA07]

Factors influencing the course of S-N curves [RADA07]

Bei Bauteilen sind dabei insbesondere Kerbstellen der Ursprung des Bauteilversagens, da in Kerbstellen Spannungsüberhöhungen resultieren. Bei den Kerbstellen werden Werkstoffkerben, Belastungskerbene und Formkerben unterschieden. [RADA07] Zu den Werkstoffkerben gehören insbesondere die mikroskopischen Kerbstellen, die aus der Rauheit der Bauteiloberfläche resultieren [MARK17]. Zudem resultieren Kerbstellen in Verbundwerkstoffen aufgrund variierender Werkstoffeigenschaften [MIRZ24] oder in Schweißnähten aufgrund interner Werkstofffehler wie Poren, Werkstoffgefügeunterschiede zwischen dem Schweißgut und dem Grundwerkstoff sowie Eigenspannungen [CHME18]. Belastungskerbene resultieren aus einer lokalen Krafteinwirkung und Formkerben sind geometrische Unstetigkeiten [RADA07]. Typische Beispiele sind dabei Nuten, Wellenabsätze, Hohlkehlen sowie Querbohrungen. Bei bspw. Kurbelwellen sind die Hohlkehlen sowie die Querbohrungen zur Ölversorgung von Lagerstellen der häufigste Ausgangsort für das Bauteilversagen [BORG24].

Lokale Steigerung der Schwingfestigkeit

Zur Steigerung der Ressourceneffizienz sowie des Leichtbaupotenzials wird eine Steigerung der Schwingfestigkeit insbesondere in den versagenskritischen Bereichen hochbelasteter Bauteile angestrebt [BERS82]. Dabei werden gezielt die in Abbildung 2.6 aufgeführten Einflussfaktoren hinsichtlich der Schwingfestigkeit positiv angepasst. Neben geometrischen Anpassungen sowie Einsatz höherfester Werkstoffe wird insbesondere im Bereich der Kerbstelle die Zugfestigkeit erhöht sowie die Rautiefe oder die Mittelspannung reduziert [GÜNT24]. Eine Möglichkeit die Mittelspannung zu reduzieren ist das Einbringen von Druckeigenspannungen. Unter Last überlagern sich

die Druckeigenspannungen sowie die auftretenden Lastspannungen, wodurch insbesondere Zuglastspannungen abgeschwächt werden und somit die Mittelspannung reduziert wird [ILSC16]. In Abbildung 2.7 ist die Superposition der Last- und Eigenspannungen schematisch dargestellt. Zur lokalen Einstellung der Randzoneneigenschaften werden dabei insbesondere Randschichthärteverfahren [ISS24] und mechanische Randzonenbearbeitungsverfahren eingesetzt [RÖTT03]. Bei den Randschichthärteverfahren wird zwischen den thermischen und den thermochemischen Verfahren unterschieden. Zu den thermischen Verfahren gehören unter anderem das induktive Härten, Flammhärten sowie das Laserstrahlhärten. Zu den thermochemischen Verfahren gehören unter anderem das Einsatzhärten sowie das Nitrieren. [LÄPP10] Die thermischen Randschichthärteverfahren sind durch sehr geringe Erwärmungszeiten von wenigen Sekunden im Vergleich zu mehreren Stunden bei den thermochemischen, wirtschaftlich sowie bezogen auf die Prozessdauer im Vorteil [SCHE06]. Unter den thermischen Randschichthärteverfahren bietet das induktive Härten die größte Flexibilität [FIED13] und wird daher in häufigen Anwendungen eingesetzt [GÖTZ03]. Beim induktiven Härten wird der zu härtende Bereich induktiv über die Austenitisierungstemperatur erwärmt und anschließend abgeschreckt. Dabei wandelt sich der Austenit in Martensit um. Die typische maximale Härtetiefe liegt bei vielen Stählen wie bspw. 34CrNiMo6 bei $t_{\text{IND}} = 6 \text{ mm}$ und bei Gusseisenwerkstoffen wie bspw. EN-GJS-700-2 bei $t_{\text{IND}} = 2 \text{ mm}$ [LING24].

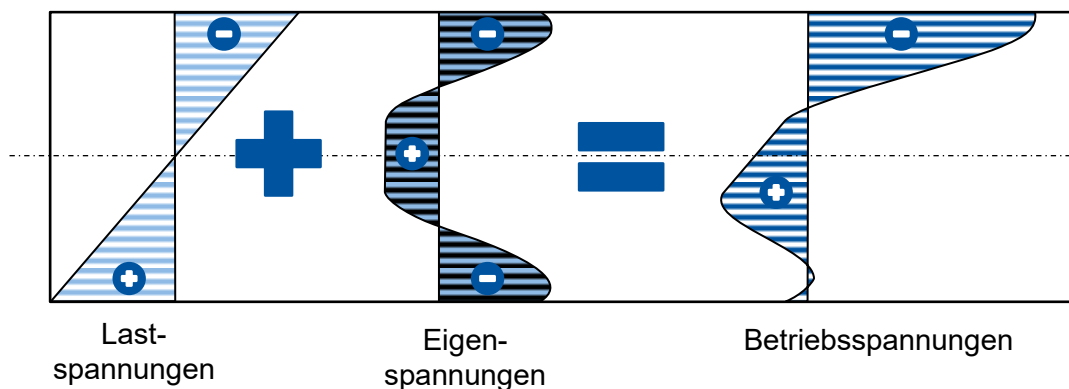


Abbildung 2.7: Schematische Darstellung der Superposition von Last- und Eigenspannungen einer auf Biegung belasteten Welle [NIEM19]

Schematic illustration of the superposition of load and residual stresses of a shaft subjected to bending [NIEM19]

Bei den mechanischen Randzonenbearbeitungsverfahren wird die Randzone plastisch umgeformt, wodurch insbesondere die Rauheit, die Härte sowie die Eigenspannungen lokal modifiziert werden [BART07]. In der Industrie wird insbesondere das Kugelstrahlen sowie das Festwalzen eingesetzt. Beim Kugelstrahlen wird Strahlgut auf die zu bearbeitende Oberfläche beschleunigt, wohingegen beim Festwalzen ein kraftbeaufschlagter Walzkörper über die Oberfläche geführt wird. Rodopoulos et al. zeigten für den Aluminiumwerkstoff 2024-T351 unter schwingender Biegebeanspruchung eine Steigerung der Schwingfestigkeit einer kugelgestrahlten Variante von ca. 40 % gegenüber der unbehandelten Referenzvariante [RODO07]. Abhängig von der Anwendung wird das Randschichthärten und die mechanische Randzonenbearbeitung kombiniert,

um eine weitere Steigerung der Schwing- und Verschleißbeständigkeit zu erreichen. Xu et al. untersuchten den Einfluss einer zusätzlichen Kugelstrahlbearbeitung nach dem Einsatzhärten des Einsatzstahls 16Cr3NiWMoVNbE für die Zahnradfertigung auf die Randzoneneigenschaften sowie die Schwingfestigkeit [XU23]. Infolge des Kugelstrahlens resultierte eine Steigerung der Druckeigenspannungen in der Randzone jedoch auch eine Steigerung der Rauheit, welches auf die stochastische Charakteristik des Kugelstrahlens zurückzuführen ist und entsprechend Abbildung 2.6 eine reduzierte Schwingfestigkeit bedingt. In der vorliegenden Arbeit wurde jedoch nachgewiesen, dass die Schwingfestigkeit um bis zu 80 % erhöht werden konnte. Diese Verbesserung wird auf die induzierten Druckeigenspannungen zurückgeführt. Das Festwalzen stellt eine Alternative zum Kugelstrahlen dar, bei der neben dem Einbringen von Druckeigenspannungen und der Steigerung der Härte auch die Rauheit der Oberfläche verringert wird [RÖTT05]. Gegenüber den Randschichthärteverfahren benötigen mechanische Randzonenbearbeitungsverfahren weniger Energie. Außerdem ist nicht mit Wärmeverzug zu rechnen und der Einsatz ist mit geringeren Kosten verbunden. Zudem ist die Bearbeitungszeit typischerweise geringer insbesondere unter Berücksichtigung des Anlassens. Jedoch ist die erreichbare Härte geringer.

Steigerung der Schwingfestigkeit in Querbohrungen

Die Auswahl geeigneter Randschichthärteverfahren oder mechanischer Randzonenbearbeitungsverfahren ist unter anderem von der Kerbstelle sowie dem Werkstoff abhängig. Bei den oben genannten Querbohrungen, die eine der entscheidenden Kerbstellen für das Versagen von Wellen darstellen [BORG24], bieten sich aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit insbesondere mechanische Randzonenbearbeitungsverfahren an. Insbesondere das induktive Härten ist in diesem Fall nur bedingt geeignet. Mit dem induktiven Härten ist das Härten der gesamten Querbohrungsoberfläche mit herkömmlichen Induktoren nicht möglich. Entsprechend ist lediglich ein Härten der Wellenoberfläche möglich. [RUDN17] Jedoch ist der Lastspannungsgradient in die Querbohrung hinein im Vergleich zu anderen Kerbstellen vergleichsweise gering, wodurch ein Versagen bei induktiv gehärteten Wellen mit Querbohrung lediglich tiefer in die Querbohrung verschoben wird. Das Einsatzhärten stellt lediglich für geeignete Stähle eine mögliche Alternative dar, nicht jedoch für Gusseisenwerkstoffe [LIED08], deren hoher Kohlenstoffgehalt dieses Verfahren ausschließt. Gusseisen wird dennoch aufgrund seiner geringen Kosten häufig als Werkstoff für Wellen im Antriebsstrang eingesetzt. Das Nitrieren ist ein mögliches Randschichthärteverfahren, jedoch zeit- und kostenintensiv. Weiterhin bieten sich die mechanischen Randzonenbearbeitungsverfahren an. Im Bereich der Kompressortechnik wurde das Kugelstrahlen zur Steigerung der Schwingfestigkeit von Querbohrungen in Kurbelwellen eingesetzt [ECKE92].

Beim Kugelstrahlen wird dabei zumeist sphärisches Strahlgut auf die Bauteiloberfläche gestrahlt. Infolge des Aufpralls wird die Randzone plastisch umgeformt, wodurch die Randzoneneigenschaften gezielt eingestellt werden oder unerwünschte Oberflächenschichten, wie etwa Zunder, entfernt werden. Für die Schwingfestigkeit sind vor allem die induzierten Eigenspannungen, die Verfestigung (Härte) und die resultierende Rauheit der Oberfläche entscheidend. Die Randzoneneigenschaften werden dabei

insbesondere durch das verwendete Strahlgut, den Strahldruck bzw. die Abwurfgeschwindigkeit, den Strahlgutdurchsatz, die Strahlzeit und den Auftreffwinkel beeinflusst [STAR83]. Die Beschleunigung des Strahlguts wird mithilfe von Druckluft oder einem rotierenden Schleuderrad realisiert. Schleuderradstrahlanlagen eignen sich vor allem für die wirtschaftliche Behandlung großer, flacher Bauteiloberflächen [RÖSL17]. Dagegen werden Druckluftstrahlanlagen zur präzisen Bearbeitung von komplexen Geometrien, wie sie bei Querbohrungen vorliegen, eingesetzt [META05]. Für die Bearbeitung von kleinen Bohrungen wird dabei typischerweise ein oszillierender Deflektor eingesetzt, der durch die Bohrung geführt wird und das Strahlgut auf die Oberfläche ablenkt [HAPP87]. Die oszillierende Bewegung des Deflektors reduziert die Interaktion des Strahlguts untereinander. Aufgrund der stochastischen Partikelbewegung weist das Kugelstrahlen grundsätzlich eine stochastische Prozesscharakteristik auf.

Ein weiteres etabliertes Randzonenbearbeitungsverfahren ist das Festwalzen. Im Gegensatz zum Kugelstrahlen handelt es sich hierbei um einen deterministischen Prozess, bei dem ein Werkzeug gezielt über die Oberfläche geführt wird. Der Einfluss des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit bei Querbohrungen ist bislang jedoch weitestgehend unerforscht. Die resultierenden Randzoneneigenschaften unterscheiden sich nach dem Festwalzen deutlich von denen nach dem Kugelstrahlen, weshalb eine Übertragung der Erkenntnisse nicht möglich ist. Im folgenden Kapitel wird das Festwalzen sowie der Einfluss des Festwalzens auf die Randzoneneigenschaften und die Schwingfestigkeit im Detail beschrieben. Zudem werden die gängigen Möglichkeiten zur Berücksichtigung der schwingfestigkeitssteigernden Wirkung des Festwalzens bei der Auslegung von Bauteilen erörtert.

2.2 Festwalzen

Deep rolling

Das Festwalzen ist ein mechanisches Randzonenbearbeitungsverfahren und gehört nach DIN8580 zu den umformenden Fertigungsverfahren [DIN22a] und wird dem Oberflächenfeinwalzen zugeordnet [KLOC17]. Dem Oberflächenfeinwalzen wird neben dem Festwalzen auch das Glattwalzen und das Maßwalzen zugezählt. Dabei ist die Prozessführung der drei Fertigungsverfahren identisch und die Unterscheidung ist auf das Ziel zurückzuführen. Beim Glattwalzen wird eine Einglättung der Rauheitsspitzen angestrebt. Beim Maßwalzen hingegen ist die Bauteilgeometrie die Zielgröße. Beim Festwalzen wird eine gesteigerte Verschleiß- und Schwingfestigkeit angestrebt.

Funktionsweise und Prozessparameter

In Abbildung 2.8 ist schematisch die Funktionsweise des Festwalzens dargestellt. Dabei wird ein kraftbeaufschlagter Walzkörper über die Bauteiloberfläche gerollt. Infolgedessen wird die Randzone inkrementell elastisch-plastisch umgeformt und somit werden die Randzoneneigenschaften gezielt eingestellt. Für die Kraftbeaufschlagung werden insbesondere mechanische und hydrostatische Werkzeugkonzepte berücksichtigt. Beim mechanischen Werkzeugkonzept werden rollenförmige Walzkörper mithilfe einer Feder auf die zu bearbeitende Oberfläche gedrückt [MAIß19]. Beim

hydrostatischen Werkzeugkonzept werden hingegen sphärische Walzkörper aus Keramik oder Hartmetall mithilfe eines Druckmediums auf die Oberfläche gedrückt. Die hydrostatische Lagerung der Walzkörper resultiert in einer gesteigerten Lebensdauer gegenüber dem mechanischen Werkzeugkonzept [RÖTT03]. Zudem ist der direkte Einsatz in Dreh- und Fräsmaschinen ohne Umspannen der Bauteile möglich [MAIß19].

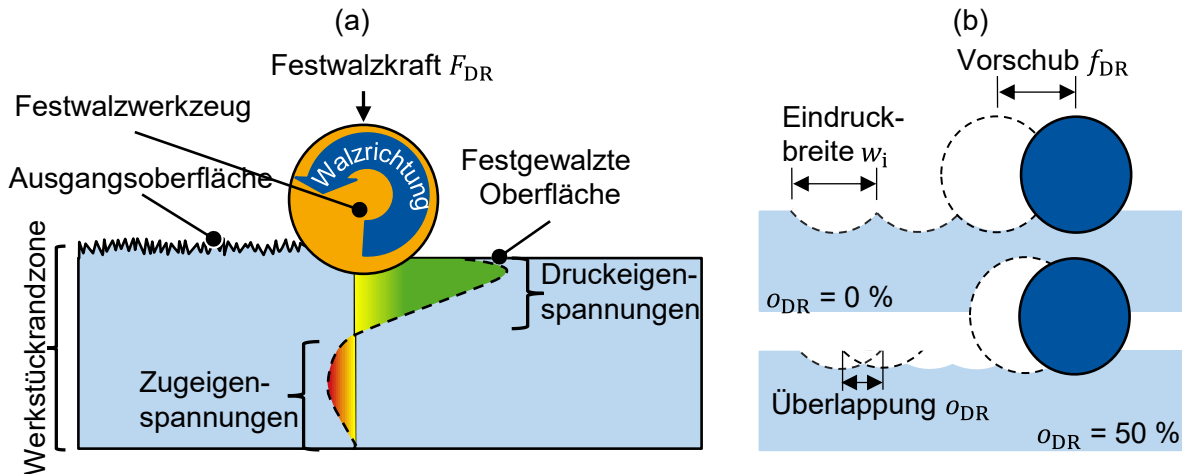


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung des Festwalzprozesses (a) [AKKU11] und der Überlappung (b) [MEYE21]

Schematic representation of the deep rolling process (a) [AKKU11] and the overlap (b) [MEYE21]

Die Festwalzkraft F_{DR} wird bei hydrostatischen Werkzeugen anhand Gleichung (2.5) mithilfe des Festwalzdrucks p_{DR} und dem Walzkörperdurchmesser d_{DR} berechnet [MEYE16]:

$$F_{DR} = \pi \cdot p_{DR} \cdot \frac{d_{DR}^2}{4} \cdot (1 - \delta_V) \quad (2.5)$$

Dabei ist δ_V ein werkzeugspezifischer Verlustfaktor, der für jedes Festwalzwerkzeug variiert. Zur Bestimmung des Verlustfaktors werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Die Verluste sind dabei auf Reibungsverluste innerhalb der Druckleitung zurückzuführen [RÖTT03].

Neben der Festwalzkraft F_{DR} bzw. dem Festwalzdruck p_{DR} sind der Vorschub f_{DR} , der Walzkörperdurchmesser d_{DR} sowie die Überlappung o_{DR} die entscheidenden Prozessparameter beim Festwalzen zur gezielten Einstellung der Randzoneneigenschaften von rotationssymmetrischen Bauteilen [MEYE21]. Der Vorschub gibt an, wie weit sich das Werkzeug in Vorschubrichtung je Umdrehung bewegt. Der Walzkörperdurchmesser ist entscheidend für die Kontaktbedingungen an der zu bearbeitenden Oberfläche. Die Überlappung beim Festwalzen bezeichnet den Anteil der Oberfläche, der bei zwei aufeinanderfolgenden Bahnen mehrfach umgeformt wird (vgl. Abbildung 2.8 (b)). Die Überlappung wird insbesondere im Forschungsumfeld als Maß für die Kontaktbedingungen zwischen Walzkörper und zu bearbeitender Oberfläche verwendet [MAIß19]. Bei einer Variation des Vorschubs werden zusätzlich zum Vorschub auch die Kontaktbedingungen verändert, wodurch eine Separierung von Effekten erschwert

wird. Entsprechend Gleichung (2.6) resultiert die Überlappung o_{DR} aus dem Vorschub f_{DR} und der Eindruckbreite w_i [MAIß19].

$$o_{\text{DR}} = 1 - \frac{f_{\text{DR}}}{w_i} \quad (2.6)$$

Abschätzung der Eindruckbreite

Die Eindruckbreite ergibt sich aus den Werkstoffeigenschaften des Walzkörpers und der zu bearbeitenden Oberfläche, dem Walzkörperdurchmesser, der Werkstückgeometrie sowie dem Festwalzdruck und wird analytisch oder numerisch abgeschätzt. Bei der analytischen Abschätzung werden insbesondere Ansätze basierend auf der Hertz'schen Theorie [DENK20] oder nach Brinell verfolgt. Bei dem Ansatz nach Hertz berechnet sich die Eindruckbreite w_i anhand der Querkontraktionszahlen ν_1 und ν_2 sowie der Elastizitätsmodule E_1 und E_2 der kontaktierenden Körper, der kumulierten Krümmung R^{-1} und einem Hertz'schen Beiwert ξ entsprechend Gleichung (2.7) [SAUE16]. Der Einfluss der plastischen Umformung beim Festwalzen wird in diesem Fall vernachlässigt. Somit wird die Eindruckbreite auf Grundlage einer rein elastischen Umformung bestimmt.

$$w_i = 2\xi \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot F_{\text{DR}}}{2 \cdot R^{-1}} \cdot \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)} \quad (2.7)$$

Bei dem Ansatz nach Brinell wird die Ähnlichkeit zwischen dem Festwalzen und der Brinell-Härteprüfung ausgenutzt. Der Ansatz wurde von Russenberger im Jahr 1959 vorgestellt [RUSS59]. Bei diesem Ansatz wird die elastische Umformung vernachlässigt und lediglich die plastische Umformung berücksichtigt. Weiterhin wird die Härtesteigerung der Oberfläche infolge von Kaltverfestigung nicht berücksichtigt. Russenberger entwickelte den Ansatz für einen Kontakt zwischen einem rollenförmigen Walzkörper und einem zylindrischen Werkstück mit Hohlkehle. Die Eindruckbreite wird entsprechend Gleichung (2.8) berechnet [RUSS82]:

$$w_i = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot \frac{F_{\text{DR}}}{HBW} \cdot \frac{\frac{1}{r_{11}} + \frac{1}{r_{21}}}{\frac{1}{r_{12}} + \frac{1}{r_{22}}}} \quad (2.8)$$

mit der Brinellhärte HBW sowie den Krümmungen des Werkzeugs r_{11}^{-1} und r_{12}^{-1} und des Werkstücks r_{21}^{-1} und r_{22}^{-1} . In aktuellen Arbeiten wie etwa in der Arbeit von Maiß [MAIß19] oder Meyer [MEYE21] wird jedoch bei der analytischen Bestimmung der Eindruckbreite zumeist auf den Ansatz nach Hertz zurückgegriffen.

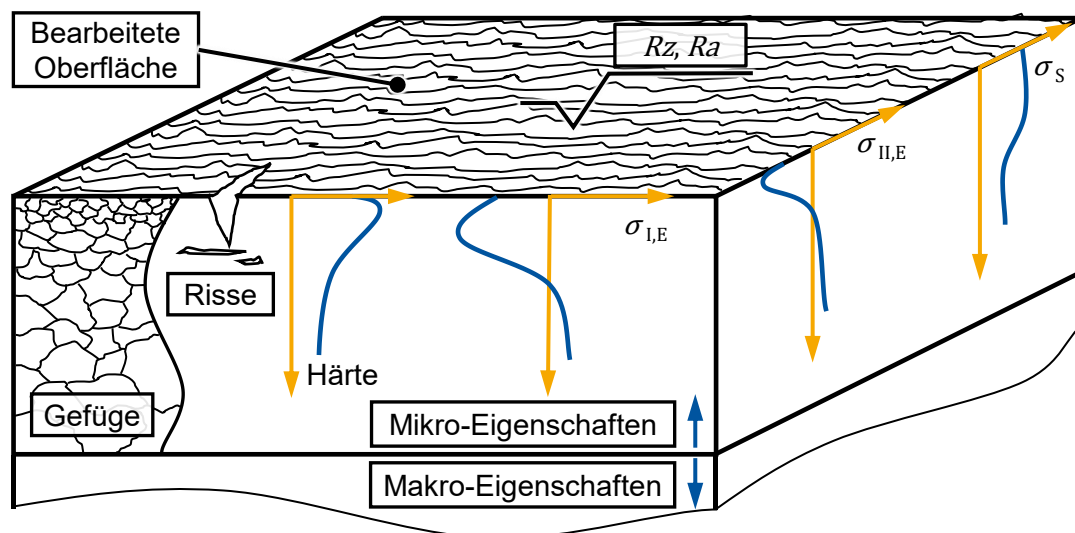
Der numerische Ansatz nutzt insbesondere die Finite-Elemente-Methode zur Modellierung des Festwalzens. Durch die Nutzung elastisch-plastischer Werkstoffmodelle wird bei diesem Ansatz sowohl die elastische als auch die plastische Umformung berücksichtigt. [SCHU22] Nachteilig an dem numerischen Ansatz ist der hohe Aufwand,

der einerseits zum Erstellen des Modells des Festwalzens und andererseits für die Berechnung notwendig ist.

Durch die präzise und gezielte Anpassung der beschriebenen Prozessparameter beim Festwalzen können die Randzoneneigenschaften spezifisch beeinflusst und eingestellt werden. Im folgenden Unterkapitel wird der Einfluss des Festwalzens auf die Randzoneneigenschaften detailliert beschrieben.

Einfluss auf die Randzoneneigenschaften

Infolge der elastisch-plastischen Umformung beim Festwalzen werden die Randzoneneigenschaften beeinflusst [ZENK17]. In Abbildung 2.9 sind die für die Schwingfestigkeit relevanten und mittels Festwalzen einstellbaren Randzoneneigenschaften dargestellt. Neben den Prozessparametern wird der Einfluss des Festwalzens insbesondere durch den bearbeiteten Werkstoff beeinflusst. Im Folgenden wird der Einfluss des Festwalzens auf die Härte, die Rauheit sowie die Eigenspannungen im Einzelnen beschrieben.



$\sigma_{I,E}$: Eigenspannungen erste Hauptachse

Rz : Rautiefe

σ_S : Lastspannungen

$\sigma_{II,E}$: Eigenspannungen zweite Hauptachse

Ra : arithmetischer Mittenrauwert

Abbildung 2.9: Für die Schwingfestigkeit relevante Randzoneneigenschaften [DENK11]

Surface layer properties relevant for fatigue strength [DENK11]

Härte

Infolge des Festwalzens resultiert eine Kaltverfestigung der Randschicht [KLOC14]. Kaltverfestigung wird auf die Generierung von Versetzungen bei der plastischen Umformung zurückgeführt. Die Versetzungen behindern ein weiteres Fließen des Werkstoffs, wodurch entsprechend eine gesteigerte Härte resultiert. [AREN23] Zusätzlich ist eine Härtesteigerung infolge einer Martensitumwandlung bei metastabilen Austeniten möglich. Meyer und Kämmler zeigten unter anderem für den Werkstoff X210Cr12 die Möglichkeit der Substitution von Härtungsprozessen durch das Festwalzen [MEYE18]. Dabei wurde eine Härtesteigerung von $H_V = 400$ HV auf über $H_V = 800$ HV erreicht. *Rauheit*

Die Rauheit wird beim Festwalzen durch die plastische Umformung der Randzone beeinflusst. Bei geringen Festwalzkräften bezogen auf die Streckgrenze des bearbeiteten Werkstoffs werden lediglich die Rauheitsspitzen eingeglättet [BORB01]. Bei ausreichender Festwalzkraft ist die resultierende Rauheit maßgeblich auf den Vorschub f_{DR} und den Walzkörperdurchmesser d_{DR} zurückzuführen [DENK20]. Meyer entwickelte entsprechend ein analytisches Modell zur Vorhersage der resultierenden Rauheit R_{th} [MEYE21]:

$$R_{th} = \frac{d_{DR}}{2} - \sqrt{\frac{d_B^2}{4} - \frac{f_{DR}^2}{4}} \quad (2.9)$$

Das Modell basiert auf der Annahme einer positiven Überlappung sowie einer ausreichenden plastischen Umformung, sodass die initiale Rauheit keinen Einfluss auf die resultierende Rauheit hat.

Eigenspannungen

Die Eigenspannungen beim Festwalzen entstehen insbesondere infolge der plastischen Umformung der Randzone. Die plastische Umformung weist parallel zur Oberfläche eine positive Dehnung auf, welcher eine elastische Dehnung in tieferen Bereichen der Randzone entgegenwirkt [MADE06]. Durch die elastischen Dehnungen resultieren im plastisch umgeformten Bereich Druckeigenspannungen und im rein elastischen Bereich Zugeigenspannungen. Der Tiefenverlauf der Druckeigenspannungen wird anhand der Theorie der plastischen Streckung (vgl. Abbildung 2.10 (a)) und der Hertz'schen Pressung erklärt (vgl. Abbildung 2.10 (b)).

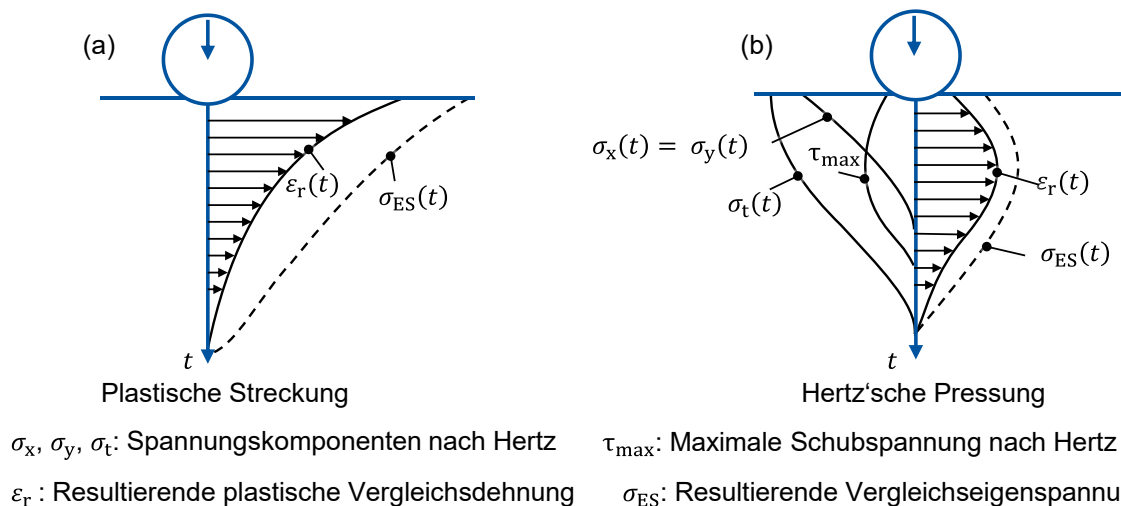


Abbildung 2.10: Schematische Darstellung der Theorien der plastischen Streckung (a) und der Hertz'schen Pressung (b) [SCHO91]

Schematic illustration of the theories of plastic stretching (a) and Hertzian pressure (b) [SCHO91]

Die plastische Streckung tritt dabei insbesondere bei weicheren Werkstoffen auf und weist die höchsten Druckeigenspannungen an der Oberfläche auf. Bei harten Werkstoffen liegt zumeist ein der Hertz'schen Pressung vergleichbarer Tiefenverlauf der Druckeigenspannungen vor. Dabei liegen die höchsten Druckeigenspannungen

unterhalb der Oberfläche. [SCHO91] Die eingebrachten Eigenspannungen weisen dabei eine Richtungsabhängigkeit auf. In Walzrichtung sind die Druckeigenspannungen tendenziell niedriger als orthogonal zur Walzrichtung. Schulze führt dies auf eine stärker ausgeprägte plastische Umformung orthogonal zur Walzrichtung im Vergleich zur Walzrichtung zurück [SCHU06]. Der Eigenspannungszustand vor der Festwalzbearbeitung beeinflusst die resultierenden Eigenspannungen nicht essenziell. Kinner-Becker und Sölter untersuchten den Einfluss unterschiedlicher initialer Eigenspannungen auf die resultierenden Eigenspannungen nach dem Festwalzen an dem Werkstoff AISI 4140 anhand einer numerischen Studie [KINN23]. Dabei wurden die experimentellen Untersuchungen bspw. von Röttger bestätigt [RÖTT03].

Einfluss auf die Schwingfestigkeit

Die Schwingfestigkeit von festgewalzten Bauteilen wird durch die reduzierte Rauheit, die gesteigerte Härte sowie die Eigenspannungen positiv beeinflusst. Entsprechend Kapitel 2.1 resultiert eine geringere Rauheit in einer Reduktion des Kerbeffekts. Dabei beeinflusst die Rauheit die Rissinitiation und nicht das Risswachstum [KRUP07]. Die Härtesteigerung infolge der Kaltverfestigung resultiert in einer reduzierten plastischen Dehnung unter schwingender Belastung [SCHU06] und besitzt einen positiven Einfluss auf die Rissinitiation. Den Eigenspannungen wird der größte Einfluss auf die Schwingfestigkeitssteigerung zugeschrieben [KLOC17]. Der Einfluss der Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit ist jedoch komplex, da die eingebrachten Druckeigenspannungen sich unter schwingender Belastung umlagern können. Die Umlagerung der Eigenspannungen ist vom Werkstoff abhängig und resultiert aus einer lokalen plastischen Dehnung. Vöhringer unterscheidet vier unterschiedliche Fälle für die Eigenspannungsumlagerung infolge schwingender Belastung mit konstanter Lastamplitude [VÖHR87]:

- Infolge der Belastung wird weder die statische noch die zyklische Streckgrenze überschritten. Entsprechend werden die Eigenspannungen nicht umgelagert und sind stabil.
- Bei einer hohen Schwingspielzahl ist eine Umlagerung der Eigenspannungen zu beobachten. Zurückzuführen ist dies auf ein Überschreiten der zyklischen Streckgrenze.
- Die statische Streckgrenze wird überschritten, jedoch nicht die zyklische Streckgrenze, wodurch sich die Eigenspannungen innerhalb der ersten Schwingspiele umlagern und anschließend stabil bleiben.
- Sowohl die statische als auch die zyklische Streckgrenze werden überschritten, wodurch die Eigenspannungen zunächst im ersten Schwingspiel abfallen und daraufhin kontinuierlich weiterfallen.

Abrão et al. untersuchten die mechanische Umlagerung von mittels Festwalzens eingebrachter Eigenspannungen anhand dreier Wärmebehandlungszustände (spannungsarmgeglüht, normalgeglüht sowie vergütet) des Vergütungsstahls C60 [ABRÃ15]. Die Proben wurden unter Biegung auf 50 % bzw. 80 % ihrer jeweiligen Streckgrenze schwingend belastet. Die Ergebnisse zeigten insbesondere bei den

vergüteten Proben bei der hohen Belastung eine stark ausgeprägte Umlagerung der Eigenspannungen. Bei der niedrigen Belastung hingegen wurde keine Umlagerung der Eigenspannungen festgestellt. Angkurarach und Juijerm zeigten am Chromstahl 1.4034, dass die Eigenspannungsstabilität durch Erhöhung der Werkstücktemperatur auf $T = 200\text{ °C}$ beim Festwalzen im Vergleich zum Festwalzen bei Raumtemperatur gesteigert werden kann [ANGK20]. Die bessere Eigenspannungsstabilität wurde auf die Reckalterung des Werkstoffs zurückgeführt. Infolge der höheren stabilen Druckeigenspannungen wurde zudem eine gesteigerte Schwingfestigkeit beobachtet. Martins et al. zeigten zudem eine um bis zu 70 % gesteigerte Schwingfestigkeit von festgewalzten Proben im Vergleich zu unbehandelten Proben aus AISI 4140 im gehärteten Zustand [MART22]. Görtan et al. zeigten anhand des Aluminiumwerkstoffs EN-AW 6082-T6, dass die Richtungsabhängigkeit der Eigenspannungen nach dem Festwalzen die Schwingfestigkeit beeinflusst [GÖRT23]. Dementsprechend wurden geringere Schwingfestigkeiten festgestellt, wenn die Lastspannungen in Walzrichtung anlagen, verglichen mit Lastspannungen, die orthogonal zur Walzrichtung wirkten.

Berücksichtigung des Festwalzens bei der Auslegung von Bauteilen

Aufgrund der dargestellten hohen Komplexität des Einflusses des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit sind belastbare und nachvollziehbare Methoden zur Berücksichtigung des Festwalzens bei der bauteilbezogenen Auslegung von entscheidender Bedeutung. Zur analytischen Berechnung der Schwingfestigkeit werden verschiedene Festigkeitskonzepte wie das Nennspannungskonzept, Strukturspannungskonzept, Kerbspannungskonzept (örtlich elastische Beanspruchung), das Örtliche Konzept (Kerbdehnung) und das Rissfortschrittskonzept eingesetzt [HABE16]. Die einzelnen Konzepte sind in diversen Normen, Richtlinien sowie Regelwerken für den Festigkeitsnachweis implementiert. Innerhalb von Deutschland wird insbesondere auf die Richtlinien des Forschungskuratoriums Maschinenbau (FKM-Richtlinie) oder auf die Norm DIN 743 – Tragfähigkeitsnachweis von Achsen und Wellen zurückgegriffen. Dabei berücksichtigen beide Vorgehensweisen Randzonenbearbeitungsverfahren wie das Festwalzen. Günther et al. zeigten jedoch anhand gekerbter (Wellenabsatz) und festgewalzter Proben aus dem Vergütungsstahl C45+QT, dass die Abschätzung der Schwingfestigkeit, in Abhängigkeit von der eingesetzten Methode, entweder sehr konservativ oder nicht konservativ ausfallen kann [GÜNT24]. Dabei wurden insbesondere bei Torsionsbelastung verstärkte Abweichungen von den experimentellen Schwingfestigkeitsergebnissen festgestellt.

Im Rahmen dieser Arbeit dient das Vorgehen nach der FKM-Richtlinie als grundlegende Methode zur Abschätzung der Schwingfestigkeit festgewalzter Bauteile. Entsprechend wird im Folgenden das Vorgehen der FKM-Richtlinie detailliert beschrieben.

Die FKM-Richtlinie bietet für Konstrukteure und Berechnungsingenieure ein anwendungsorientiertes Werkzeug für den rechnerischen Festigkeitsnachweis von Bauteilen. Dabei wird zwischen dem statischen Festigkeitsnachweis und dem Festigkeitsnachweis unter zyklischer Belastung unterschieden [FKM20]. Im Rahmen dieser Arbeit wird lediglich der Festigkeitsnachweis unter zyklischer Belastung berücksichtigt. Kapitel 5.5

der FKM-Richtlinie bietet zusätzlich ein bisher vorläufiges Vorgehen für randschichtverfestigte Bauteile und basiert grundlegend auf Kapitel 4 der FKM-Richtlinie, in dem der rechnerische Festigkeitsnachweis unter schwingender Belastung mit örtlichen Spannungen beschrieben ist. In Abbildung 2.11 ist das Vorgehen innerhalb von Kapitel 4 schematisch dargestellt. Die Vorgehensweise berücksichtigt ausschließlich versagenskritische Punkte auf der Bauteiloberfläche. Als Eingangsgrößen für die Berechnung der Schwingfestigkeit dienen Spannungskennwerte sowie Werkstoffkennwerte. Die Spannungskennwerte werden typischerweise auf Grundlage elastischer Finite-Elemente-Methode (FEM-) Berechnungen bestimmt. Die Werkstoffkennwerte werden innerhalb der FKM-Richtlinie für viele Werkstoffe aufgeführt. Wobei die einzelnen Werkstoffkennwerte den entsprechenden Normen entnommen sind. Aufbauend auf den Werkstoffkennwerten wird unter Berücksichtigung von Konstruktionskennwerten die Bauteil-Wechselfestigkeit bestimmt. Zu den Bauteil-Wechselfestigkeitswerten gehören mitunter entfestigende Einflüsse bei steigender Bauteilgröße. Weiterhin werden bei den Konstruktionskennwerten Randzonenbearbeitungsverfahren, wie das Festwalzen in einem Randschichtfaktor K_V berücksichtigt. Zur Berücksichtigung der Mittelspannung wird auf Grundlage der Bauteil-Wechselfestigkeit die Bauteil-Dauerfestigkeit mithilfe eines Haigh-Diagramms umgerechnet.

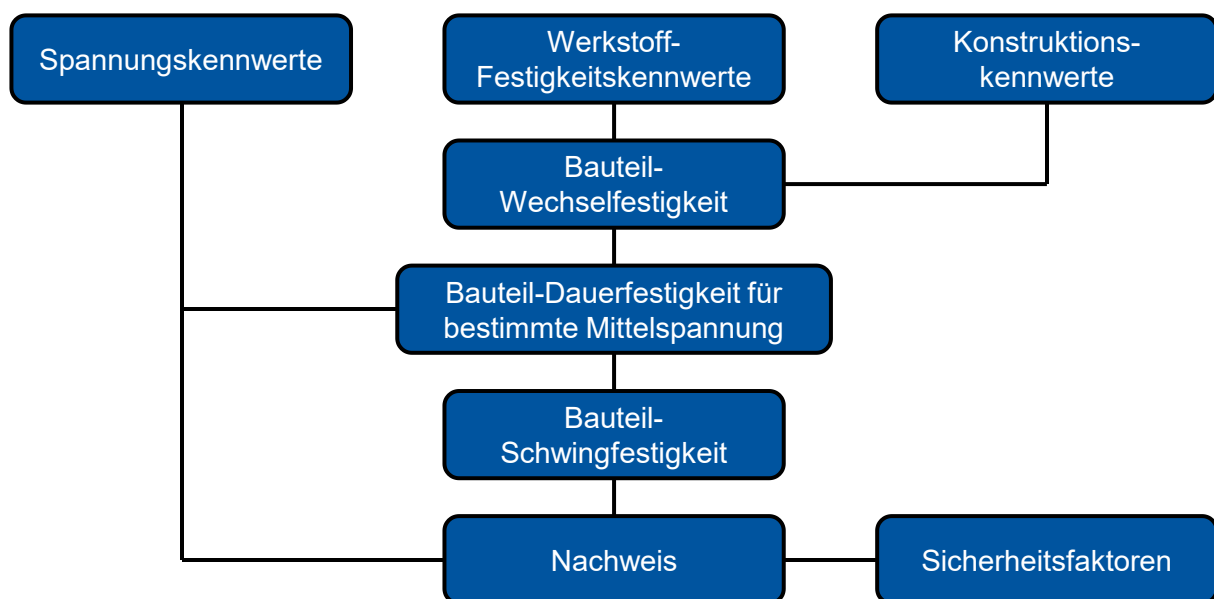


Abbildung 2.11: Schematische Darstellung des Festigkeitsnachweises unter zyklischer Belastung nach Kapitel 4 der FKM-Richtlinie [FKM20]

Schematic representation of the strength verification under cyclic loading according to Chapter 4 of the FKM guideline [FKM20]

Im Vergleich zu Kapitel 4 ermöglicht Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie die Berücksichtigung eines möglichen Versagens unterhalb der Oberfläche. Dabei werden zwei mögliche Versagensbereiche berücksichtigt. Einerseits die Oberfläche und andererseits der Punkt des Nulldurchgangs, bei dem die Eigenspannungen von Druck zu Zug wechseln. Zudem wird der Randschichtfaktor K_V durch eine differenziertere Betrachtung der Randzoneneigenschaften ersetzt. Eine differenzierte Betrachtung der Randzoneneigenschaften ist dabei zielführend, da der Randschichtfaktor stark variieren kann.

Zur lokalen Steigerung der Schwingfestigkeit von Wellen mit Querbohrungen bieten sich insbesondere mechanische Randzonenbearbeitungsverfahren wie das Festwalzen an. Dabei werden Druckeigenstressen induziert, die Randzone kaltverfestigt sowie die Oberfläche geglättet. In der Auslegungspraxis wird die schwingfestigkeitssteigernde Wirkung des Festwalzens über Randschichtfaktoren im Festigkeitsnachweis berücksichtigt. Diese pauschale Vorgehensweise bildet jedoch die komplexen Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Festwalzparametern, den daraus resultierenden Randzoneneigenschaften (Eigenstressen, Härte, Rauheit) und der daraus folgenden Schwingfestigkeit nicht adäquat ab. Insbesondere unter Torsionsbelastung fehlen verlässliche Prognosen, da werkstoffspezifische Unterschiede insbesondere in der Stabilität der eingebrachten Eigenstressen bislang weitgehend unberücksichtigt bleiben. Die zugrunde liegenden Wechselwirkungen sind dabei bisher nicht hinreichend erforscht. Entsprechend resultiert die folgende wissenschaftliche Problemstellung: *Die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Festwalzparametern und der daraus resultierenden Schwingfestigkeit von festgewalzten Querbohrungen in Wellen sind derzeit weitestgehend unbekannt.*

3 Zielsetzung und Forschungsmethodik

Objective and Research Methodology

Im Stand der Erkenntnisse wurde die folgende wirtschaftliche Problemstellung herausgearbeitet: Querböhrungen in Wellen limitieren aufgrund der Kerbwirkung die Lebensdauer und damit einhergehend das Leichtbaupotenzial.

Eine Möglichkeit, die Schwingfestigkeit von Wellen mit Querböhrung zu steigern, besteht im Festwalzen der Oberfläche der Querböhrung. Dadurch werden insbesondere Druckeigenspannungen in die Randzone eingebracht, welche im Betrieb den kritischen Zuglastspannungen entgegenwirken und somit die Rissinitiiierung und das Risswachstum verzögern. Fehlendes Verständnis bezüglich der resultierenden Randzoneneigenschaften nach dem Festwalzen, der Modifikation der Randzoneneigenschaften infolge der schwingenden Belastung und entsprechend des Einflusses des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit verhindern den industriellen Einsatz. Rein experimentelle Ansätze sind dabei aufgrund des hohen zeitlichen und monetären Aufwands nicht zielführend. Entsprechend wurde folgende wissenschaftliche Problemstellung identifiziert: *Die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Festwalzparametern und der resultierenden Schwingfestigkeit von festgewalzten Querböhrungen in Wellen sind derzeit weitestgehend unbekannt.*

Unter Berücksichtigung der wirtschaftlichen und wissenschaftlichen Problemstellung wurde folgendes Forschungsziel definiert:

Modellbasierte Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querböhrungen.

Um das Forschungsziel zu erreichen, werden Untersuchungen auf Basis der folgenden Forschungshypothese durchgeführt:

Die Modifikation der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querböhrungen infolge des Einbringens von Druckeigenspannungen und Kaltverfestigung lässt sich unter Berücksichtigung simulativer Berechnungen vorhersagen.

Die Forschungshypothese wird anhand der folgenden vier Forschungsfragen falsifiziert. Die Forschungsfragen geben zudem die Struktur dieser Dissertationsschrift wieder:

1. Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen den Festwalzparametern und den Randzoneneigenschaften von Querböhrungen?
2. Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen der Torsionsbelastung und der betriebslastbedingten Umlagerung der mittels Festwalzens zuvor eingebrachten Eigenspannungen in der Werkstückrandzone?
3. Welchen Einfluss haben die umgelagerten Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit?
4. Wie kann der Einfluss auf die Schwingfestigkeit modellbasiert vorhergesagt werden?

Innerhalb von Kapitel 4 wird die erste Forschungsfrage beantwortet. Dazu dienen zunächst experimentelle Untersuchungen der Wirkmechanismen beim Festwalzen von Querbohrungen in Wellen. Die Randzoneneigenschaften werden in Form des Werkstoffgefüges, der Härte, der Rauheit sowie der Eigenspannungen charakterisiert. Zusätzlich wird ein numerisches Prozessmodell des Festwalzens aufgestellt. Als Werkstoffmodell wird ein Modell nach Lemaitre-Chaboche verwendet, um sowohl die kinematische als auch die isotrope Verfestigung zu berücksichtigen. Anschließend werden auf Grundlage von numerischen Simulationen Gauß-Prozess-Regressionsmodelle (GPR) trainiert und mittels Bayes'scher Optimierung verbessert. Die GPR-Modelle bieten den Vorteil, die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern und den resultierenden Eigenspannungen unter Berücksichtigung etwaiger Nichtlinearitäten effizient zu charakterisieren.

Anschließend wird in Kapitel 5 die zweite Forschungsfrage beantwortet. Dafür wird zunächst experimentell der Einfluss der schwingenden Belastung auf die Eigenspannungen untersucht. Anschließend wird unter Berücksichtigung der mittels Festwalzens eingebrachten Eigenspannungen die schwingende Belastung mittels FEM modelliert. Aufbauend auf den simulativen Ergebnissen wird entsprechend Kapitel 4 ein GPR-Modell der resultierenden Eigenspannungen abgeleitet. In Kapitel 6 wird die dritte Forschungsfrage beantwortet, wobei experimentell Wöhlerversuche durchgeführt und hinsichtlich der Anrissbildung, der Bruchbilder und der Schwingfestigkeit ausgewertet werden. Auf Grundlage der in Kapitel 4 und 5 identifizierten Randzoneneigenschaften werden die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Randzoneneigenschaften und dem resultierenden Schwingfestigkeitsverhalten identifiziert.

Abschließend wird in Kapitel 7 die vierte Forschungsfrage beantwortet. Dabei wird aufbauend auf Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie eine Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen entwickelt. Anschließend an die Validierung der Methode anhand der Schwingfestigkeitsergebnisse aus Kapitel 6 werden die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern beim Festwalzen und der resultierenden Schwingfestigkeit verstanden. Im Anschluss wird die vorgestellte Methode auf den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT übertragen und validiert, um eine Übertragbarkeit sicherzustellen.

4 Einfluss des Festwalzens auf die Randzoneneigenschaften

Influence of deep rolling on the surface layer properties

Im Stand der Erkenntnisse in Kapitel 2 wurde aufgezeigt, dass das Festwalzen ein mechanisches Randzonenbearbeitungsverfahren ist, welches insbesondere zur Steigerung der Verschleißbeständigkeit und der Schwingfestigkeit eingesetzt wird. Diese Bauteileigenschaften sind direkt von den Randzoneneigenschaften abhängig, die beim Festwalzen durch die plastische Umformung mittels kraftbeaufschlagter Walzkörper beeinflusst werden. Die resultierenden Randzoneneigenschaften werden maßgeblich durch die Festwalzparameter (insbesondere Festwalzdruck und Vorschub bzw. Überlappung), die Werkstückgeometrie und den Werkstoff definiert. Für festgewalzte Querbohrungen in Wellen aus dem Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 sind die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Festwalzparametern und den resultierenden Randzoneneigenschaften bisher weitestgehend unbekannt. Entsprechend wird in diesem Kapitel die Forschungsfrage: **„Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen den Festwalzparametern und den Randzoneneigenschaften von Querbohrungen?“** beantwortet. Dazu wird in Kapitel 4.1 zunächst die Analogieprobengeometrie, die versagenskritischen Bereiche sowie die Fertigungsketten der untersuchten Varianten der Analogieproben charakterisiert. Anschließend werden die Randzoneneigenschaften in Form des Werkstoffgefüges, der Rauheit, der Mikrohärte sowie der Eigenspannungen im Tiefenverlauf im versagenskritischen Bereich der Analogieprobe vorgestellt. In Kapitel 4.2 wird die numerische Analyse der Randzoneneigenschaften nach dem Festwalzen vorgestellt, wobei der Schwerpunkt auf den resultierenden Eigenspannungen liegt. Zunächst wird dazu die experimentelle Bestimmung des Verlustfaktors zur realitätsnahen Berechnung der Festwalzkraft beim Festwalzen erläutert. Daraufhin wird ein erweiterter analytischer Ansatz zur Bestimmung der Überlappung beim Festwalzen detailliert beschrieben. Im Anschluss daran erfolgt die Entwicklung und Validierung des numerischen Prozessmodells für das Festwalzen von Querbohrungen. Anschließend werden Metamodelle vorgestellt, die die Nichtlinearitäten zwischen den induzierten Eigenspannungen und den Prozessparametern mit reduziertem numerischen Aufwand abbilden. Abschließend erfolgt unter Anwendung der Metamodelle die Analyse der Eigenspannungen in Abhängigkeit von Festwalzdruck, Vorschub und Überlappung.

4.1 Experimentelle Charakterisierung der untersuchten Analogieproben

Experimental characterization of the investigated analog specimen

Die experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit wurden an Analogieproben, abgeleitet von im industriellen Kontext vorkommenden Wellen mit Querbohrungen, durchgeführt. Bei den Analogieproben wurden Torsionsschwingfestigkeitsproben unter Berücksichtigung von DIN 50100 mit einer Querbohrung in der Analogieprobenmitte mit

einem Querbohrungsdurchmesser von $d_B = 5$ mm verwendet (vgl. Abbildung 4.1 (a)) [DIN22b].

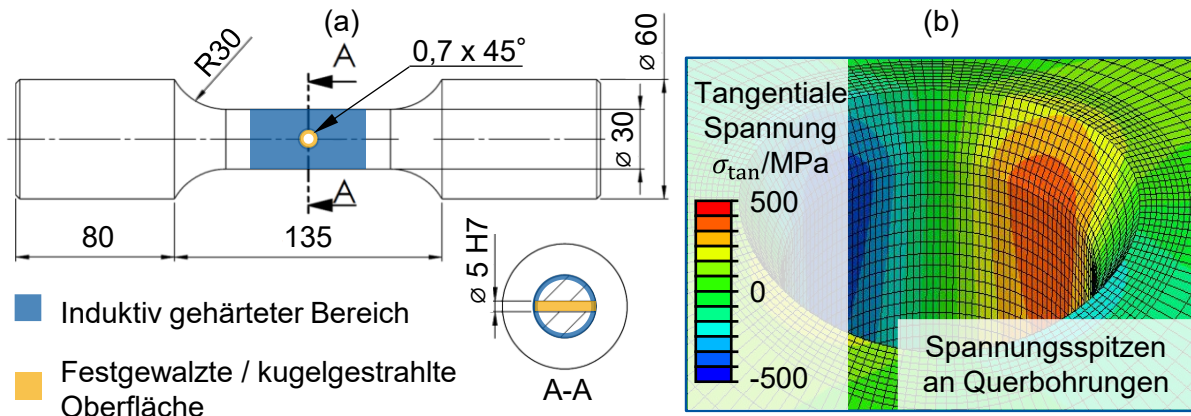


Abbildung 4.1: Analogieprobengeometrie (a) und Lastspannungsverteilung an der Querbohrungsoberfläche unter Torsionsbelastung (b)

Specimen geometry (a) and load stress distribution on the surface of the cross bore under torsional load (b)

Versagenskritischer Bereich

Für eine präzise Analyse der Randzoneneigenschaften im Hinblick auf die Schwingfestigkeit ist ein detailliertes Verständnis der im Betrieb auftretenden Lastspannungen erforderlich. Infolge von Torsionsbelastungen der Welle resultieren im Bereich der Querbohrung aufgrund der Kerbwirkung Lastspannungsspitzen, was zu einem erwarteten Versagen in diesem Bereich führt. Die Lastspannungsverteilung im Bereich der Querbohrung ist in Abbildung 4.1 (b) gezeigt und stammt aus einer elastischen, impliziten Simulation mit einem Elastizitätsmodul (E-Modul) von $E_{GJS} = 168$ GPa. Die maximalen Spannungen liegen knapp unterhalb der Fase. Entsprechend sind die Randzoneneigenschaften in diesem Bereich der Analogieproben für die Schwingfestigkeit entscheidend.

Fertigungsketten der untersuchten Varianten der Analogieproben

Wellen mit Querbohrung aus EN-GJS-700-2 werden typischerweise unbehandelt oder induktiv gehärtet eingesetzt. Entsprechend wurden im Rahmen der Untersuchungen sowohl eine unbehandelte Variante (REF) als auch eine induktiv gehärtete Variante (IND) als Referenzproben berücksichtigt. Das Festwalzen wurde sowohl als Nachbehandlung der Variante REF als auch der Variante IND angewendet. Um den Einfluss der Anisotropie der Eigenspannungen nach dem Festwalzen (vgl. Kapitel 2.2) auf die Schwingfestigkeit zu berücksichtigen, wurden zusätzlich Analogieproben mit kugelgestrahlten Querbohrungen (auf Grundlage der Variante REF) untersucht. Das Kugelstrahlen sowie das Festwalzen wurden aufgrund der Lastspannungsverteilung lediglich in der Querbohrung mit Berücksichtigung der Fase angewendet (vgl. Abbildung 4.2 (a)).

Alle Nachbehandlungen (Induktives Härten, Festwalzen und Kugelstrahlen) basieren auf der Variante REF. Die Variante REF wurde von der Fondium Singen GmbH aus

dem Werkstoff EN-GJS-700-2 hergestellt. EN-GJS-700-2 ist ein Gusseisenwerkstoff mit Kugelgraphit, welcher aufgrund seiner hohen Festigkeit insbesondere bei hochbelasteten Bauteilen wie beispielsweise Wellen im Antriebsstrang eingesetzt wird [GIET25]. Die minimale Zugfestigkeit beträgt $R_m = 700 \text{ N} \cdot \text{mm}^{-2}$ [DIN19]. EN-GJS-700-2 verfügt über ein vorwiegend perlitisches Werkstoffgefüge mit ferritischen Anreicherungen am Kugelgraphit. Um Chargenschwankungen auszuschließen, wurden alle Rohlinge aus derselben Schmelze gefertigt. Die mittels Funkenspektrometrie bestimmte chemische Zusammensetzung der verwendeten Charge ist in Tabelle 4.1 aufgelistet.

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung des eingesetzten Gusseisenwerkstoffs EN-GJS-700-2

Chemical composition of the used cast iron EN-GJS-700-2

Chem. Kürzel	C	Si	Mn	P	S	Fe
wt. / %	4,47	2,62	0,226	0,027	0,0083	91,71
$\sigma(\text{wt.})$ / %	0,113	0,114	0,002	0,001	0,0003	0,128

Anschließend an den Gussprozess wurden die Rohlinge durch spanende Bearbeitung in die Analogieprobengeometrie gemäß Abbildung 4.1 (a) überführt. Die Querbohrung wurde mittels eines Bohr- und eines anschließenden Reibprozesses gefertigt. Für das Bohren wurde ein Schnellarbeitsstahl-Bohrer mit einem Durchmesser von $d_{\text{Bohrer}} = 4,8 \text{ mm}$ verwendet. Die Vorschubgeschwindigkeit betrug $v_{\text{fB}} = 100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ und die Drehzahl $n_{\text{B}} = 1600 \text{ min}^{-1}$. Beim Reiben kam eine Reibahle aus Schnellarbeitsstahl mit einem Durchmesser von 5H7 zum Einsatz. Die Vorschubgeschwindigkeit betrug $v_{\text{fR}} = 100 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ und die Drehzahl $n_{\text{R}} = 630 \text{ min}^{-1}$.

Eine Übersicht der berücksichtigten Varianten, einschließlich der wesentlichen Unterschiede und der Gründe für ihre Auswahl, ist in Tabelle 4.2 dargestellt. Im Folgenden wird die Fertigung der einzelnen Varianten zunächst detailliert beschrieben.

Das Festwalzen wurde von der Ecoroll AG mithilfe eines Festwalzwerkzeugs mit einem einzelnen kugelförmigen Walzkörper mit einem Durchmesser von $d_{\text{DR}} = 2,38 \text{ mm}$ für einen Querbohrungsdurchmesser von $d_{\text{B}} = 5 \text{ mm}$ durchgeführt. Durch eine zweiseitige Bearbeitungsstrategie der Querbohrung wurde die notwendige Auskragungslänge des Festwalzwerkzeugs sowie die entsprechende Biegebelastung auf das Werkzeug halbiert.

Tabelle 4.2: Übersicht über die untersuchten Varianten

Overview of the variants investigated

Kurzform	Beschreibung	Grund für Berücksichtigung
REF	Nicht nachbehandelte Variante	Dient als Referenzvariante für DR1, DR2, SP1 und SP2
DR1	Mit hohem Festwalzdruck festgewalzte Variante ($p_{DR} = 400$ bar)	Einfluss des Festwalzens auf die Randzoneneigenschaften (Kapitel 4), die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen (Kapitel 5) und der Schwingfestigkeit (Kapitel 6–7)
DR2	Mit niedrigem Festwalzdruck festgewalzte Variante ($p_{DR} = 250$ bar)	
SP1	Kugelgestrahlte Variante mit Prozessdruck von $p_{SP} = 4,5$ bar	
SP2	Entspricht SP1 mit zusätzlicher Strahloperation mit einem Prozessdruck von $p_{SP} = 1$ bar zur Reduzierung der Rauheit	Beurteilung des Einflusses der anisotropen Eigenspannungen nach dem Festwalzen auf die Schwingfestigkeit
IND	Induktiv gehärtete Variante	Dient als Referenzvariante für IND + DR1
IND + DR1	Induktiv und anschließend festgewalzte Variante (Festwalzparameter entsprechend DR1)	Einfluss des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit bei induktiv gehärteten Wellen

In Abbildung 4.2 ist das Festwalzwerkzeug innerhalb eines Bearbeitungszentrums bei der Bearbeitung der Querbohrungen dargestellt. Dabei wurde die Querbohrungsoberfläche helixförmig durch eine überlagerte Rotations- und Vorschubbewegung bearbeitet. Im Rahmen dieser Untersuchung wurden zwei unterschiedliche Parametersätze beim Festwalzen berücksichtigt. Beim ersten Prozessparametersetup (DR1) wurde mit einem Festwalzdruck von $p_{DR} = 400$ bar und einem Vorschub pro Umdrehung von $f_{DR} = 0,062$ mm bei einer Spindeldrehzahl von $n_{DR} = 500$ min⁻¹ gearbeitet. Beim zweiten Prozessparametersetup (DR2) betrug der Festwalzdruck $p_{DR} = 250$ bar und der Vorschub pro Umdrehung $f_{DR} = 0,054$ mm. Die Spindeldrehzahl wurde dabei nicht variiert.

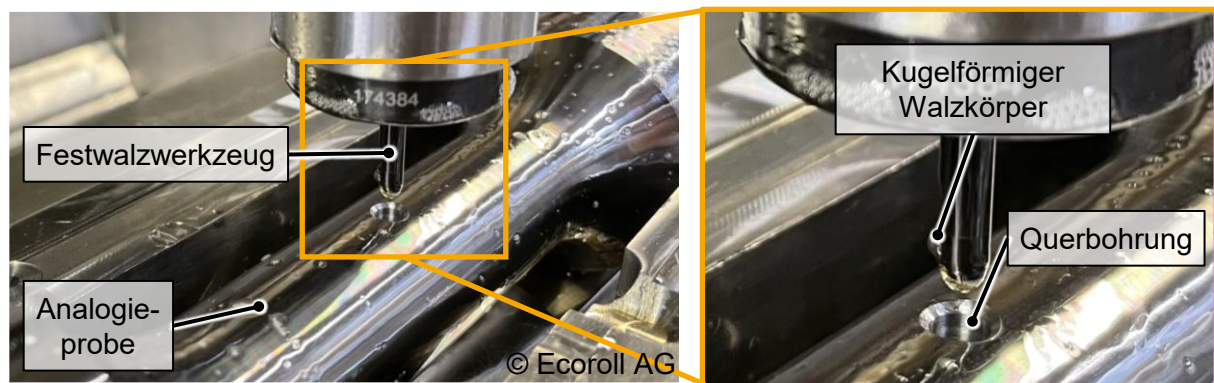


Abbildung 4.2: Aufbau zum Festwalzen von Querbohrungen im Bearbeitungszentrum
Setup for deep rolling cross bores in machining centers

Das Kugelstrahlen wurde von der Metal Improvement Company, Surface Technologies Curtiss-Wright durchgeführt. Dabei wurde eine Strahldüse mit einem Düsendurchmesser von $d_{SP} = 3,175 \text{ mm}$ eingesetzt. Mithilfe der Strahldüse wurde das Strahlgut auf einen Strahldeflektor aus Hartmetall mit einer 45° -Kegelspitze in der Querbohrung gestrahlt. Durch die Form des Strahldeflektors wurde das Strahlgut orthogonal auf die Querbohrungsoberfläche abgelenkt. Während der Bearbeitung führte der Strahldeflektor eine oszillierende Bewegung mit einer Geschwindigkeit von $v_{Def} = 12,5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ aus, um die Interaktion des Strahlguts untereinander zu minimieren und entsprechend eine gleichmäßige Bearbeitung zu gewährleisten. Als Strahlgut wurde ein Guss-Strahlgut 70H mit einem Durchmesser von $d_{SP} = 0,178 \text{ mm}$ nach AMS2431/2G eingesetzt [SAE22]. Insgesamt wurden zwei verschiedene Prozessparametersetups beim Kugelstrahlen berücksichtigt. Bei der ersten Kugelstrahlvariante (SP1) wurde die Querbohrung in einer Strahloperation bearbeitet, wobei das Strahlgut mit einem Prozessdruck von $p_{SP} = 4,5 \text{ bar}$ beschleunigt wurde. Die resultierende Almenintensität lag bei $I_{Almen} = 0,23 - 0,33 \text{ mmN}$. Mit dem Ziel, die Rauheit der gestrahlten Querbohrungsoberfläche im Vergleich zu Variante SP1 zu reduzieren, wurde bei der zweiten Kugelstrahlvariante (SP2) zusätzlich zu SP1 eine weitere Strahloperation mit einem Prozessdruck $p_{SP} = 1 \text{ bar}$ ($I_{Almen} = 0,17 - 0,23 \text{ mmN}$) durchgeführt.

Das induktive Härten der Variante IND wurde von der Induktivhärte-technik Hagen GmbH durchgeführt. Dabei wurde lediglich der Wellenbereich um die Querbohrung mit einer Längsausdehnung von $l_{IND} = 30 \text{ mm}$ induktiv gehärtet (vgl. Abbildung 4.1 (a)). Nach dem Härten wurden die Analogieproben bei $T_{AN} = 140 \text{ }^\circ\text{C}$ für zwei Stunden angelassen, wodurch eine Härte von $52 - 53 \text{ HRC}$ (Ausgangshärte ca. 23 HRC) bei einer Einhärtetiefe von $t_{IND} = 3 \text{ mm}$ eingestellt wurde. Für die induktiv gehärtete und anschließend festgewalzte Variante (IND + DR1) wurde, ausgehend von der Variante IND, die Querbohrung entsprechend der Variante DR1 festgewalzt.

Untersuchungsmethodik zur Erfassung der Randzoneneigenschaften

Im Rahmen der Arbeit wurden die für die Schwingfestigkeit relevanten Randzoneneigenschaften der Analogieprobe charakterisiert. Untersucht wurden dabei das Werkstoffgefüge, die Topografie, die Mikrohärte, die Rauheit sowie die Eigenspannungen.

Werkstoffgefüge und Topografie

Zur Analyse des Werkstoffgefüges wurden Aufnahmen von geätzten Querschliffen angefertigt. Hierfür kam ein Lichtmikroskop vom Typ Axio Imager M2m der Firma Carl Zeiss Microscopy zum Einsatz. Die Proben wurden mit 1 %iger alkoholischer Salpetersäure (Nital) geätzt, um die Gefügestrukturen sichtbar zu machen. Diese Methode ermöglichte eine detaillierte Betrachtung der Mikrostruktur sowie die Identifikation von Gefügebestandteilen, die für die mechanischen Eigenschaften von Bedeutung sind.

Die Topografie der Querbohrungsoberfläche wurde mittels Sekundärelektronenmikroskopie (SE-REM) im Rasterelektronenmikroskop untersucht. Die SE-REM-Aufnahmen wurden mit einem Sigma 500 VP von der Carl Zeiss Microscopy GmbH angefertigt,

das mit EDX- und EBSD-Detektoren von der Firma Oxford Instruments ausgestattet ist.

Mikrohärte

Die Mikrohärte wurde mit einem Fischerscope 2000 der Helmut Fischer GmbH bestimmt. Zur Beurteilung des Härtetiefenverlaufs wurden die Mikrohärteprüfungen an Querschliffen durchgeführt. Dabei wurden drei Prüfpfade für die nicht induktiv gehärteten Varianten (REF, DR1, DR2, SP1 und SP2) berücksichtigt. Der erste Prüfpfad verläuft knapp unterhalb der Fase der Querbohrung und somit im Bereich der maximalen Lastspannungen (vgl. Abbildung 4.1 (b)). Der zweite Prüfpfad liegt in der Mitte der Querbohrung und der dritte Prüfpfad erstreckt sich von der Oberfläche der Welle in die Tiefe. Die beiden Prüfpfade in der Querbohrung (Prüfpfad 1 und 2) ermöglichen eine Beurteilung der homogenen Bearbeitung der gesamten Querbohrung, wohingegen Prüfpfad 3 bei allen Prüfungen vergleichbare Ergebnisse erwarten lässt, da dieser Bereich weder festgewalzt noch kugelgestrahlt wurde. Entsprechend dient Prüfpfad 3 der Fehlerabschätzung der Prüfungen infolge der Kugelgraphiteinschlüsse. Je Variante und Prüfpfad wurden Regressionskurven abgeleitet, um den Härtetiefenverlauf der einzelnen Varianten qualitativ zu vergleichen.

Um den Einfluss der Randzonenbearbeitungsverfahren prüftechnisch zu erfassen, wurde eine Prüfauflösung von $\Delta t_{\text{Prüf}} = 12,5 \mu\text{m}$ verwendet. Der Abstand der einzelnen Mikrohärteprüfungen sowie der Abstand zur Oberfläche wurde gemäß DIN EN ISO 14577-1 festgelegt [DIN15]. Je Tiefe wurden fünf Einzelprüfungen durchgeführt. Für die Analyse wurde auf Grundlage der fünf Einzelprüfungen das 90. Perzentil ausgewertet. Diese Vorgehensweise wurde gewählt, um die Betonung auf die Zunahme der Härte des ferritisch-perlitischen Werkstoffgefüges zu legen und somit die Gewichtung des Einflusses des Kugelgraphits auf die ausgewertete Härte zu reduzieren. Durch die Fokussierung auf das 90. Perzentil wird gewährleistet, dass die Auswertung hauptsächlich auf die höheren Härtewerte ausgerichtet ist, was Rückschlüsse auf die lokal maximal erzielbare Härte ermöglicht.

Bei den induktiv gehärteten Varianten (IND, IND + DR1) wurde aufgrund des erwarteten Härtegradienten der Bereich der Fase vermessen, wobei abweichend von den nicht gehärteten Varianten auch der Wellenbereich berücksichtigt wurde. Alle Mikrohärteprüfungen wurden mit einer Prüfkraft von $F_{\text{Prüf}} = 490 \text{ mN}$ (entsprechend der Prüfkraft einer Vickers-Härteprüfung HV0,5) durchgeführt, die über einen Zeitraum von $t_z = 20 \text{ s}$ aufgebracht wurde. Die Haltezeit der Prüfkraft während der Härteprüfung betrug $t_{\text{halt}} = 10 \text{ s}$. Der anschließende Kraftabbau erfolgte ebenfalls über einen Zeitraum von $t_z = 20 \text{ s}$.

Die Auswertung der Mikrohärteprüfung basiert auf der Eindringtiefe des Vickers-Eindringkörpers. Diese wird unter Berücksichtigung der Werkstückoberfläche und des Verfahrwegs des Vickers-Eindringkörpers bestimmt. Aufgrund der oft fehlerhaften Erkennungsprozesse der Werkstückoberfläche wurde eine speziell entwickelte Auswertungsmethode eingeführt, die den Kraft-Tiefen-Verlauf korrigiert.

In Abbildung 4.3 (a) sind exemplarisch die Kraft-Tiefen-Verläufe von vier ausgewählten Härteprüfungen vor und nach der durchgeführten Korrektur dargestellt. Bei den Härteprüfungen 3 und 4 ist eine deutlich stärkere Korrektur erkennbar, während bei den Härteprüfungen 1 und 2 nahezu keine Veränderung der Kraft-Tiefen-Verläufe zu beobachten ist. Die Erkennung der Werkstückoberfläche wurde auf Grundlage von Prüfungen mit korrekter Oberflächenerfassung angepasst. Dabei wurde ausgenutzt, dass die Tiefe bei einer Kraft von $F_H = 10$ mN nur geringe Variationen aufweist, unabhängig von der Härte (vgl. Abbildung 4.3 (a), Härteprüfungen 1 und 2 mit einer Härte von $H_{V,1} = 327$ HV bzw. $H_{V,2} = 104$ HV). Entsprechend wurde die Tiefe bei der Kraft von $F_H = 10$ mN bei allen Prüfungen auf $h_{H,F10} = 0,32$ μm gleichgesetzt.

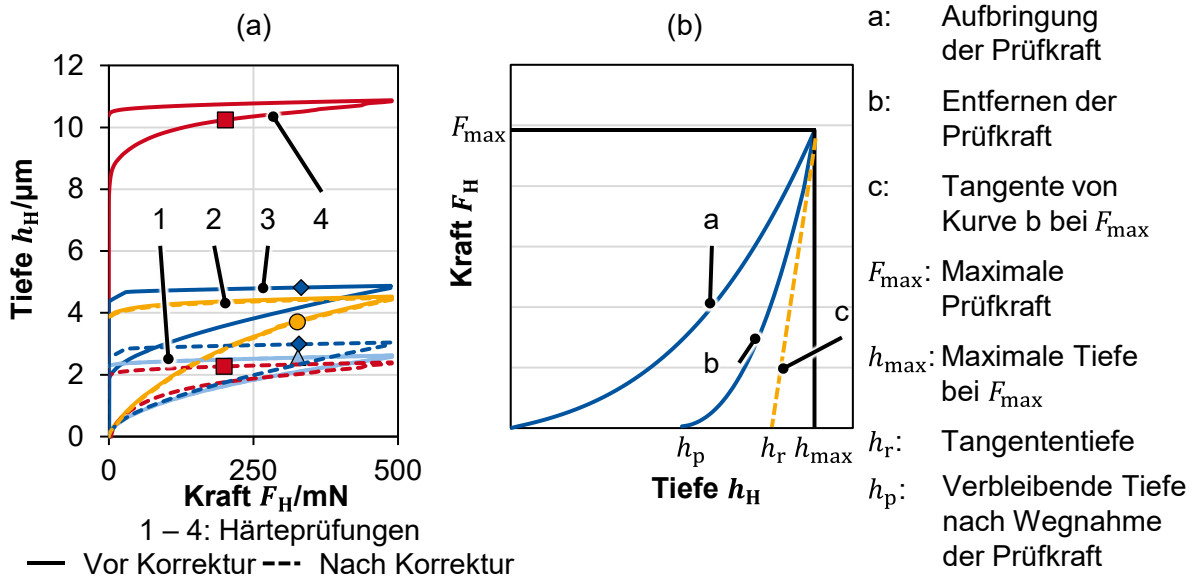


Abbildung 4.3: Ausgewählte Kraft-Tiefen-Verläufe einzelner Mikrohärteproofungen vor und nach der Korrektur (a) und schematische Darstellung des Mikrohärtetestverfahrens [DIN15] (b)

Selected force-depth curves of individual microhardness tests before and after correction (a) and schematic representation of the microhardness test procedure [DIN15] (b)

Auf Grundlage der korrigierten Kraft-Tiefen-Verläufe wurde die Vickershärte entsprechend Anhang F der DIN EN ISO 14577-1 bestimmt [DIN15]. Die für die Berechnung genutzten Prüfgrößen sind in Abbildung 4.3 (b) dargestellt. Bei der Berechnung wurde zunächst die Eindringhärte H_{IT} bestimmt:

$$H_{IT} = \frac{F_{\max}}{A_P(h_c)} \quad (4.1)$$

wobei $F_{\max}$ die maximale Prüfkraft und $A_P(h_c)$ die projizierte Kontaktfläche des Prüfkörpers und der Analogieprobe entspricht. Die projizierte Kontaktfläche $A_P(h_c)$ wurde anhand von Gleichung (4.2) für den Fall eines Vickers-Eindringkörpers mit der Kontakttiefe h_c bestimmt.

$$A_P(h_c) = 24,5 \cdot h_c^2 \quad (4.2)$$

Die Kontakttiefe h_c wurde anhand der maximalen Tiefe $h_{\max}$, der Tangententiefe h_r (vgl. Abbildung 4.3 (b)) und einem Geometriefaktor ε_G entsprechend Gleichung (4.3) berechnet. Der Geometriefaktor entspricht für einen Vickers-Eindringkörper $\varepsilon = 0,75$ [DIN15]. Letztendlich wurde die Vickershärte anhand von Gleichung (4.4) bestimmt.

$$h_c = h_{\max} - \varepsilon_G(h_{\max} - h_r), \quad (4.3)$$

$$H_V = 0,0945 \cdot H_{IT} \quad (4.4)$$

Die Rauheit wurde mit einem Hommel-Etamic nanoscan 855 der Firma Jenoptik gemessen und gemäß DIN EN ISO 4288 ausgewertet [DIN98]. Die Messungen erfolgten sowohl im Bereich der Fasen als auch in der Mitte der Querbohrung. Zur statistischen Absicherung wurden jeweils drei Messungen pro Bereich berücksichtigt.

Eigenstressungen

Die Eigenstressungen wurden im Rahmen der Arbeit mittels Röntgendiffraktometrie (XRD) mit einem Xstress G2R und Mythen-Detektor der Firma Stresstech bestimmt. Hierbei kam eine Blende mit einem Durchmesser von $d_{\text{Blende}} = 1 \text{ mm}$ zum Einsatz. Zur Ermittlung von Tiefenverläufen wurde die Oberfläche iterativ durch elektrochemisches Ätzen abgetragen, wobei ein Polimat der Firma Buehler verwendet wurde. Die Tiefenmessungen erfolgten mithilfe einer Messuhr und wurden mit einem taktilen Vorschubgerät, dem MarSurf GD 120 der Firma Mahr abgeglichen.

Für die Bestimmung der Eigenstressungen ist die Zugänglichkeit zur jeweiligen Messstelle sicherzustellen. Für die Messung der Eigenstressungen in der Querbohrung ist daher ein vollständiges Freilegen der Querbohrungsoberfläche gemäß Abbildung 4.4 (a) erforderlich. Das Freilegen erfolgte mittels Erodierens, da dieses Verfahren lediglich eine kleine Wärmeeinflusszone erzeugt.

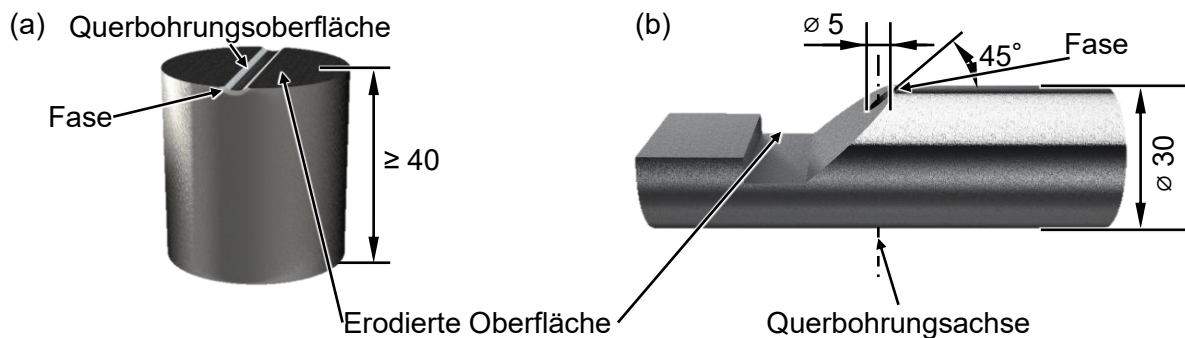


Abbildung 4.4: Freigelegte Probengeometrie für die Messung der Eigenstressungen in der Querbohrung (a) und an der Fase der Querbohrung (b)

Exposed specimen geometry for measuring the residual stresses in the cross bore (a) and at the chamfer of the cross bore (b)

Durch das Erodieren und den damit verbundenen Materialabtrag besteht dennoch die Möglichkeit, dass der vorhandene Eigenstresszustand beeinflusst wird. Um sicherzustellen, dass die Eigenstressungen durch das Freilegen nicht maßgeblich verändert werden, wurde daher zunächst die Fase als Referenzbereich herangezogen. Für die Messung der Eigenstressungen an der Fase musste zur Gewährleistung der

Zugänglichkeit ein deutlich kleinerer Bereich freigelegt werden (vgl. Abbildung 4.4 (b)). Anschließend wurde die Querbohrung entsprechend Abbildung 4.4 (a) weiter freigelegt, sodass die Querbohrungsoberfläche vollständig zugänglich war. Die Eigenspannungen wurden daraufhin an der Fase erneut bestimmt und mit den initialen Eigenspannungsmessungen verglichen.

Randzoneneigenschaften der untersuchten Varianten

Die Ergebnisse der Werkstoffgefügeaufnahmen sind in Abbildung 4.5 dargestellt. Der Werkstoff EN-GJS-700-2 weist sowohl im unbehandelten als auch im festgewalzten und kugelgestrahlten Zustand ein überwiegend perlitisches Gefüge mit kugelförmigen Graphiteinschlüssen auf. In den Bereichen um die Graphiteinschlüsse ist Ferrit erkennbar. Durch das Kugelstrahlen und Festwalzen wird der Randbereich umgeformt, was zu gestreckten Graphiteinschlüssen führt.

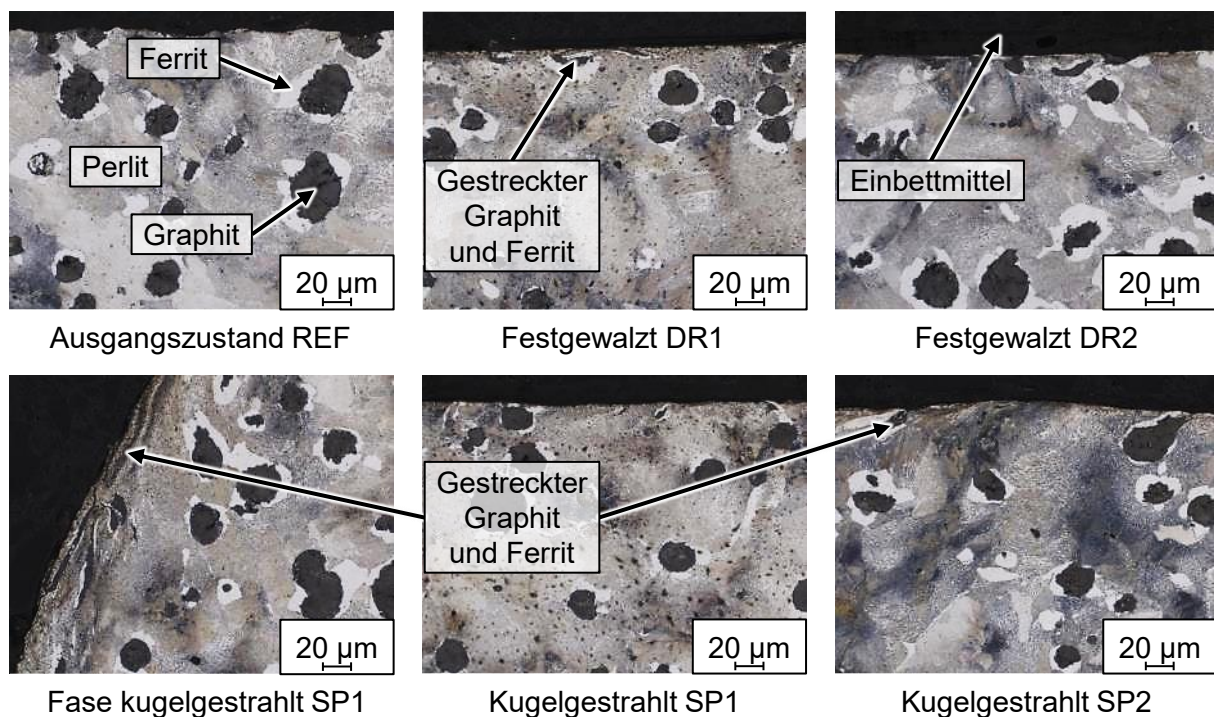


Abbildung 4.5: Werkstoffgefügeaufnahmen der festgewalzten, kugelgestrahlten sowie der Referenzvariante (REF, DR1, DR2, SP1, SP2)

Microstructural images of the deep rolled, shot peened and the reference variant (REF, DR1, DR2, SP1, SP2)

Bei den induktiv gehärteten Varianten (IND und IND + DR1) sind aufgrund des Randschichthärtens der Welle deutliche lokale Werkstoffgefügeunterschiede festzustellen. Infolge des induktiven Härtens ist im Oberflächenbereich der Welle das perlitische und ferritische Werkstoffgefüge in Martensit umgewandelt. Tiefer in der Querbohrung entspricht das Werkstoffgefüge den nicht gehärteten Varianten, wobei ein ausgeprägter Übergangsbereich zwischen martensitischem und Werkstoffgrundgefüge vorliegt (vgl. Abbildung 4.6).

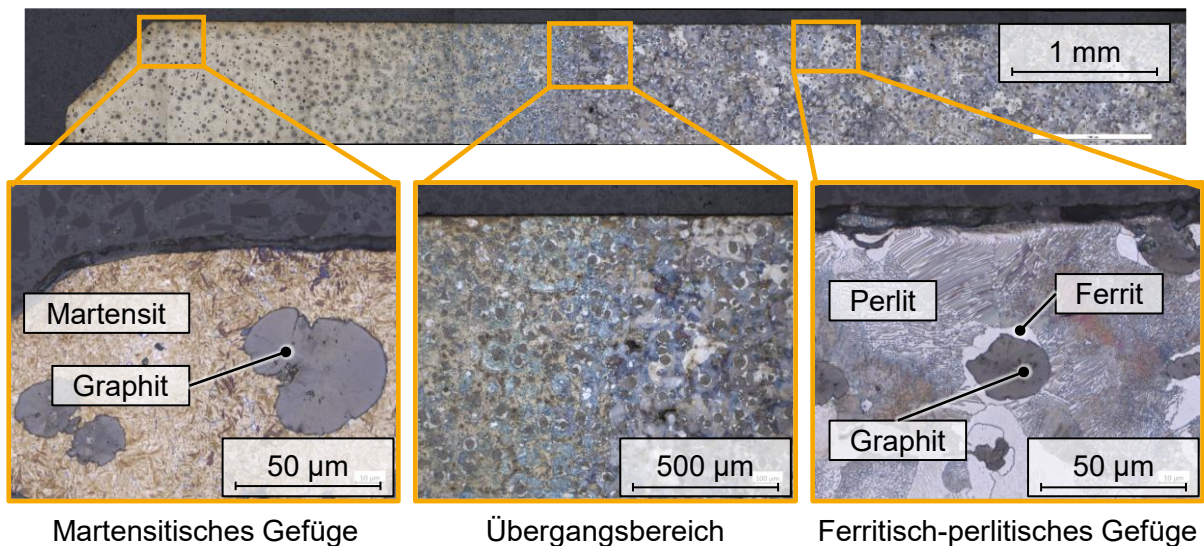


Abbildung 4.6: Werkstoffgefügeaufnahme der induktiv gehärteten Variante IND
Microstructure of the induction hardened variant IND

Topografie

In Abbildung 4.7 sind exemplarisch die SE-REM-Aufnahmen der induktiv gehärteten Variante IND dargestellt. Die Variante REF zeigt eine vergleichbare Oberflächenstruktur. Auf den Aufnahmen sind der Kugelgraphit sowie die horizontalen Bearbeitungsriefen aus der Probenpräparation deutlich erkennbar.

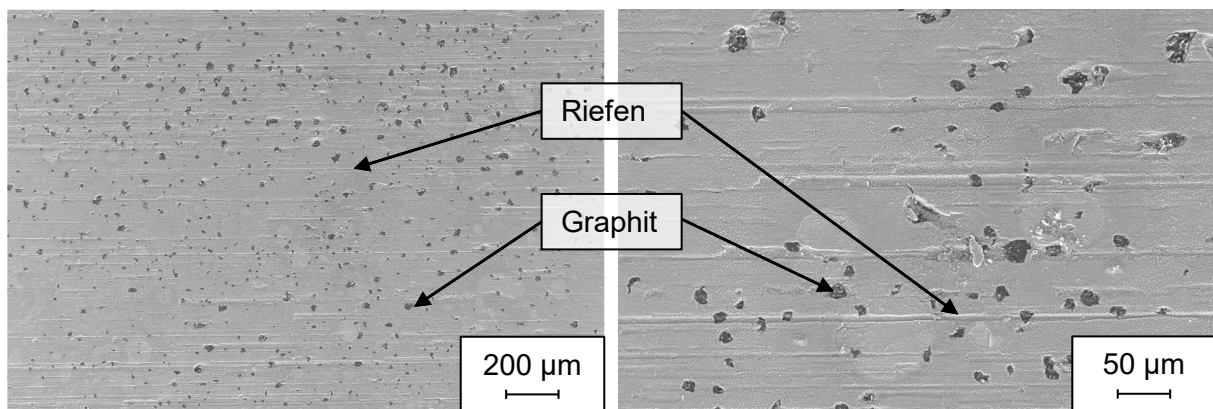


Abbildung 4.7: SE-REM-Aufnahme der Querbohrungsoberfläche der Variante IND
SE-SEM image of the cross bore surface of the variant IND

Die Oberflächen der festgewalzten Analogieproben (DR1 und DR2) zeigen für beide Prozessparametersetups eine ähnliche Struktur (vgl. Abbildung 4.8). Im Vergleich zur Referenzvariante REF und zur induktiv gehärteten Variante IND fallen zwei Punkte besonders auf. Zum einen sind die Bearbeitungsriefen bei DR1 deutlich schwächer ausgeprägt, während sie bei DR2 etwas stärker sichtbar bleiben. Eine mögliche Erklärung dafür ist die geringere plastische Umformung der Randzone aufgrund des reduzierten Festwalzdrucks bei DR2 im Vergleich zu DR1. Zum anderen wurden durch das Festwalzen viele Graphitkugeln aus der Oberfläche herausgedrückt, was zu entsprechenden Hohlräumen führte.

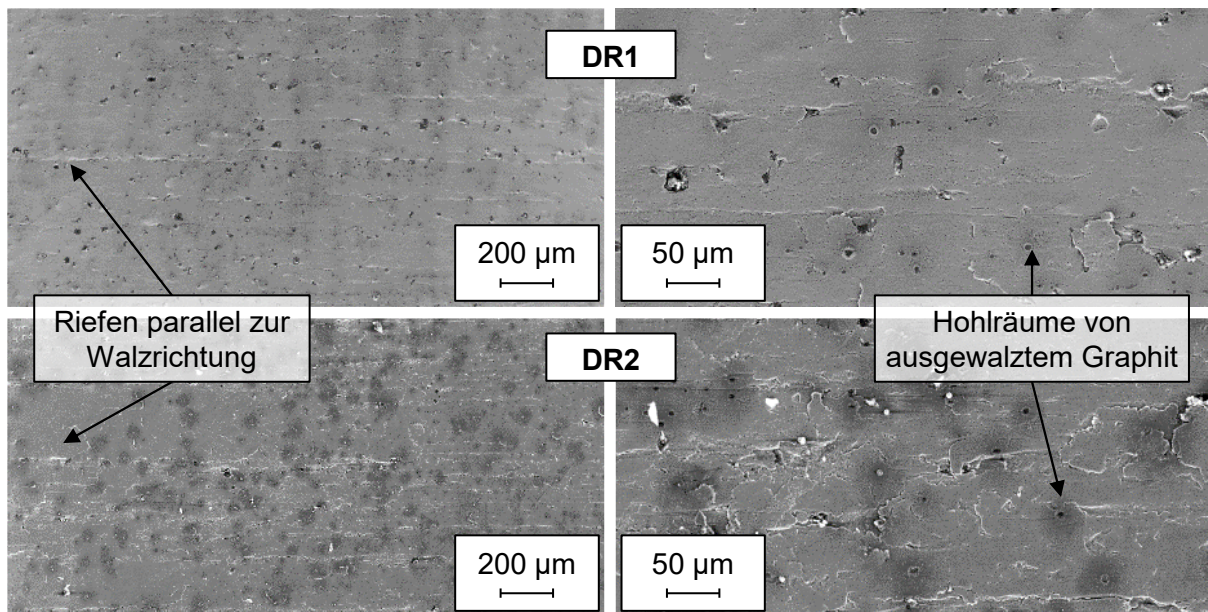


Abbildung 4.8: SE-REM-Aufnahmen der festgewalzten Varianten (DR1 und DR2)

SE-SEM images of the deep rolled variants (DR1 and DR2)

In Abbildung 4.9 sind die SE-REM-Aufnahmen der kugelgestrahlten Varianten SP1 und SP2 dargestellt. Die Oberfläche unterscheidet sich dabei deutlich von der Variante REF und weist eine stochastische Topografie auf. Bearbeitungsriefen aus vorherigen spanenden Bearbeitungsschritten sind nicht mehr erkennbar. Die Oberfläche der Variante SP1 ist rauer als die von SP2, was auf die zweite Strahloperation mit reduziertem Prozessdruck zurückzuführen ist. Ähnlich wie bei den festgewalzten Varianten sind auch bei den kugelgestrahlten Proben die Hohlräume der ausgeschlagenen Graphitkugeln sichtbar.

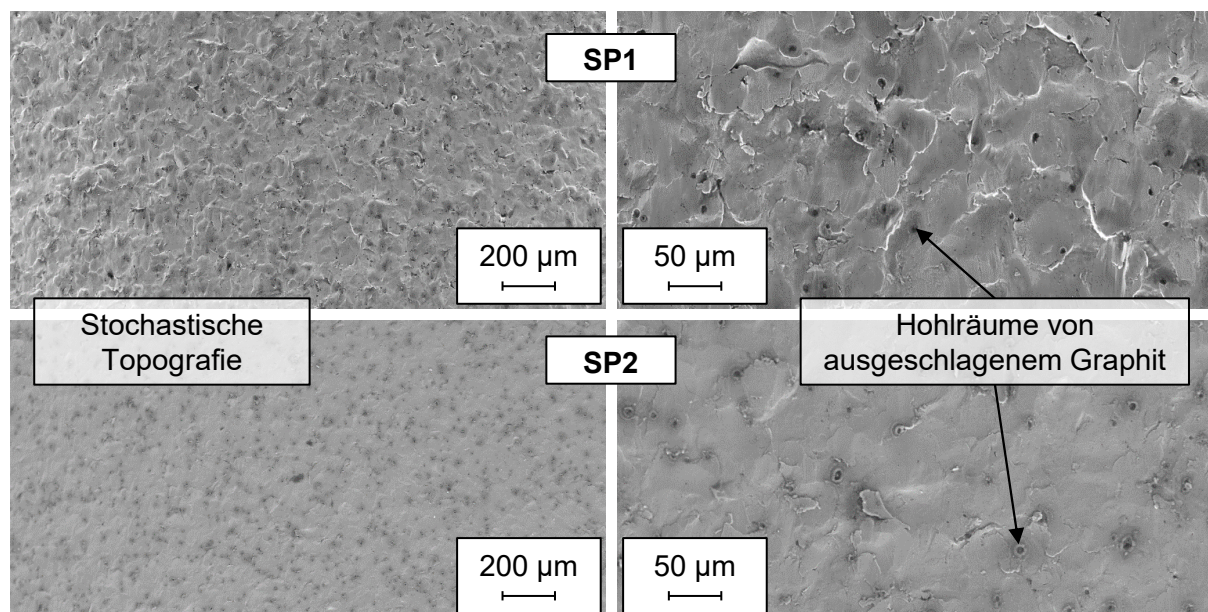


Abbildung 4.9: SE-REM-Aufnahmen der kugelgestrahlten Varianten (SP1 und SP2)

SE-SEM images of the shot peened variants (SP1 and SP2)

Mikrohärte

Die Ergebnisse der Mikrohärteprüfungen der Varianten REF, DR1, DR2, SP1 und SP2 sind für die drei Prüfpfade in Abbildung 4.10 dargestellt. Die Härte über die Tiefe von Prüfpfad 3 ist für alle Varianten nahezu konstant. Dabei variieren die Härteniveaus zwischen $H_V = 329$ HV und $H_V = 347$ HV. Bei Prüfpfad 1 und Prüfpfad 2 hingegen sind infolge des Festwalzens und des Kugelstrahlens deutliche Härtesteigerungen erkennbar. Die Härtesteigerung wird auf die Kaltverfestigung infolge der plastischen Umformung zurückgeführt. Die festgewalzten Varianten weisen die höchsten Härten auf. Dabei liegt die Härte von Variante DR1 über der von DR2. Eine mögliche Erklärung bietet der erhöhte Festwalzdruck und die zu erwartende gesteigerte plastische Umformung. Der Unterschied der Härtetiefenverläufe von DR1 und DR2 auf Prüfpfad 1 und 2 ist gering, wobei die bestimmten Härten im Prüfpfad 2 leicht unterhalb der Härten auf Prüfpfad 1 sind. Jedoch ist der Unterschied so gering, dass dies auf die Schwankungen der Prüfergebnisse zurückzuführen ist. Die Tiefenwirkung der Kaltverfestigung (Tiefe, bei der das maximale Härteniveau von Prüfpfad 3 unterschritten wird bzw. ein konstantes Niveau erreicht wird) liegt für die Variante DR1 für die zwei Prüfpfade 1 und 2 bei $t_{\text{Cold_DR1_P1}} = 480 \mu\text{m}$ und $t_{\text{Cold_DR1_P2}} = 340 \mu\text{m}$. Bei der Variante DR2 ist die Tiefenwirkung der Kaltverfestigung bei $t_{\text{Cold_DR2_P1}} = 250 \mu\text{m}$ und $t_{\text{Cold_DR2_P2}} = 160 \mu\text{m}$.

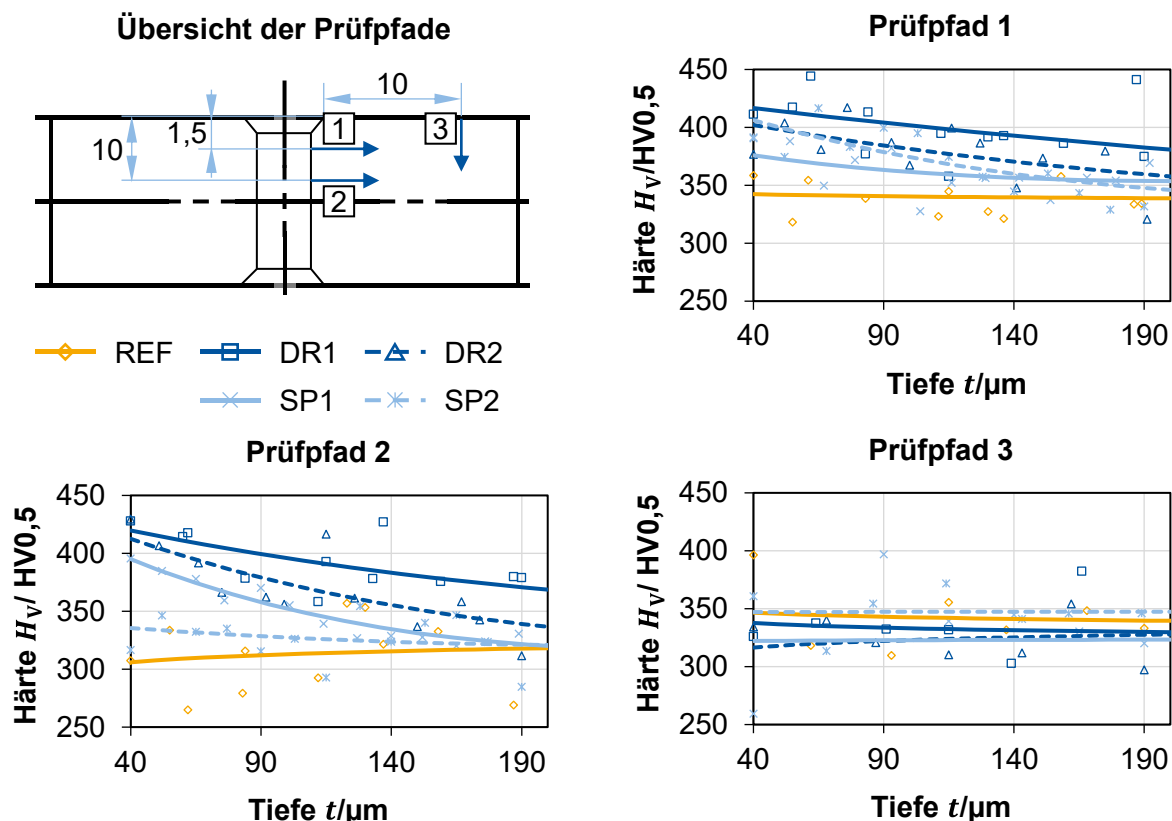


Abbildung 4.10: Mikrohärtetiefenverläufe der Varianten REF, DR1, DR2, SP1 und SP2 an drei Bereichen der Analogieproben

Microhardness depth curves of the variants REF, DR1, DR2, SP1 and SP2 on three areas of the specimens

Bei den Varianten SP1 und SP2 ist für Prüfpfad 1 eine Härtesteigerung in der Randzone erkennbar, jedoch ist diese geringer als bei den festgewalzten Varianten. Dabei ist die Härtesteigerung bei der Variante SP2 größer als bei SP1. Eine mögliche Erklärung ist eine gesteigerte plastische Umformung bei der Variante SP2, da Variante SP2 sich lediglich durch einen zusätzlichen Prozessschritt von Variante SP1 unterscheidet. Eine weitere Erklärungsgrundlage bietet die stochastische Prozessführung beim Kugelstrahlen. Bei Prüfpfad 2 weist Variante SP1 eine gesteigerte Härte auf, während Variante SP2 dies nicht zeigt. Entsprechend unterscheidet sich der Härtetiefenverlauf insbesondere der Variante SP2 stark zwischen Prüfpfad 1 und 2. Eine mögliche Erklärung bietet die stochastische Prozessführung beim Kugelstrahlen, wobei insbesondere innerhalb der Querbohrung eine gesteigerte Interaktion des Shots untereinander die Prozessführung beeinflusst und somit zu einer gesteigerten Prozessvarianz führt. Jedoch ist in Bezug auf die Schwingfestigkeit insbesondere der Bereich der Querbohrung nahe der Fase entscheidend, da in diesem Bereich die höchsten Lastspannungen auftreten und somit in diesem Bereich die Rissinitiierung zu erwarten ist (vgl. Abbildung 4.1 (b)). Die Tiefenwirkung der kugelgestrahlten Varianten SP1 und SP2 entspricht für die Prüfpfade 1 und 2 $t_{\text{Cold_SP1_P1}} = 140 \mu\text{m}$ und $t_{\text{Cold_SP1_P2}} = 110 \mu\text{m}$ bzw. $t_{\text{Cold_SP2_P1}} = 180 \mu\text{m}$ und $t_{\text{Cold_SP2_P2}} = 0 \mu\text{m}$ (keine Härtesteigerung festgestellt).

Bei den Härtetiefenverläufen der Referenzvariante REF wurde in keinem der drei Prüfpfade eine Härtesteigerung festgestellt. Somit wurde durch das Bohren und Reiben keine nachweisbare Kaltverfestigung in die Randzone eingebracht.

Für die induktiv gehärteten Varianten IND und IND + DR1 wurde die Auswertung angepasst, um Verfälschungen der Ergebnisse aufgrund des Härtetiefengradientens infolge des induktiven Härtens auszuschließen. In Abbildung 4.11 (a) sind die Ergebnisse des Härtemappings der Variante IND gezeigt. Dabei ist die Wellenoberfläche mit 1, die Querbohrungsoberfläche mit 2 und die Fase mit 3 gekennzeichnet. Entlang der Wellenachse im gehärteten Bereich ist die Härte konstant. Jedoch ist erkennbar, dass die Tiefe des Übergangsbereichs abhängig von der Entfernung zur Querbohrung ist. Dabei ist der Übergangsbereich tiefer je kleiner der Abstand zur Querbohrung. Eine mögliche Erklärung für den beobachteten Härtegradienten liegt in der höheren Abkühlrate während des Abschreckens im Rahmen des induktiven Härteprozesses. Diese höhere Abkühlrate resultiert einerseits aus der intensiveren lokalen Erwärmung beim induktiven Aufheizen und andererseits aus der direkten Interaktion mit dem Abschrecköl aufgrund der besseren Zugänglichkeit. In Abbildung 4.11 (b) ist das Ergebnis des Härtemappings für die induktiv gehärtete und anschließend festgewalzten Variante IND + DR1 dargestellt. Im Vergleich zur Variante IND ist im Bereich der Querbohrungsoberfläche sowie der Fase eine gesteigerte Härte erkennbar. Die Härtesteigerung ist auf die Kaltverfestigung beim Festwalzen zurückzuführen.

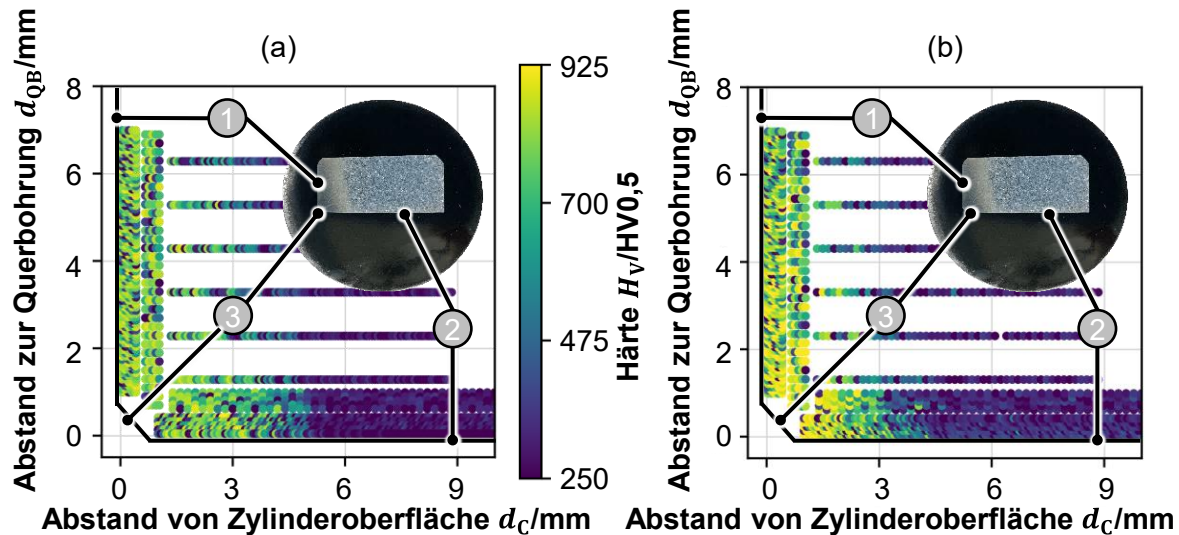


Abbildung 4.11: Härtemapping der induktiv gehärteten Variante IND (a) sowie der induktiv gehärteten und anschließend festgewalzten Variante IND + DR1 (b)

Hardness mapping of the induction hardened IND variant (a) and the induction hardened and subsequently deep rolled variant IND + DR1 (b)

Rauheit

Die Ergebnisse der Rauheitsmessungen sind in der Form des Mittenrauwerts R_a der einzelnen Varianten in Abbildung 4.12 dargestellt. Bei den Varianten REF, SP1, SP2 und IND unterscheidet sich die Rauheit abhängig von der Seite der Querbohrung (vgl. Position 1 und 3). Bei den festgewalzten Varianten DR1, DR2 und IND + DR1 ist dieser Effekt nicht erkennbar. Eine mögliche Begründung bietet die Bearbeitungsstrategie. Beim Bohren, Reiben und Kugelstrahlen wurde einseitig gearbeitet, während beim Festwalzen beidseitig gearbeitet wurde. Das bedeutet, dass beim Festwalzen eine Seite der Querbohrung bearbeitet wurde, anschließend die Analogieprobe gedreht wurde und dann die andere Seite der Querbohrung bearbeitet wurde. Entsprechend ist die Bearbeitung auf beiden Seiten identisch. Bei den anderen Verfahren erfolgte die gesamte Bearbeitung in einem Schritt. Entsprechend resultieren unterschiedliche Eingriffsbedingungen, abhängig von der Querbohrungsseite. Die festgewalzten sowie induktiv gehärteten Varianten (DR1, DR2, IND und IND + DR1) weisen eine geringere Rauheit als der Ausgangszustand REF auf. Eine mögliche Erklärung für die festgewalzten Varianten bietet die Einglättung der Bearbeitungsriefen infolge des Reibens. Wobei bei der Variante DR1 die Bearbeitungsriefen weitestgehend vollständig umgeformt wurden und somit die Rauheit insbesondere auf das Festwalzen zurückzuführen ist, werden die Bearbeitungsriefen bei der Variante DR2 aufgrund des geringeren Festwalzdrucks nicht vollständig umgeformt (vgl. Abbildung 4.8). Entsprechend beeinflussen bei der Variante DR2 insbesondere ausgeprägte Bearbeitungsriefen die Rauheit. Die Schwankungsbreite ist somit insbesondere bei Position 1 gesteigert. Bei den festgewalzten Varianten entspricht dies den Erwartungen gemäß dem Stand der Erkenntnisse (vgl. Kapitel 2.2). Eine mögliche Erklärung für die geringere Rauheit der induktiv gehärteten Varianten (IND und IND + DR1) bietet der Einfluss der Wärmebehandlung auf die Randzone. Infolge der Erwärmung resultieren bspw. Verzunderungen und

Anlauffarben durch Oxidation [FIED13]. Durch die Zunderschicht kann eine geringere Rauheit resultieren [REMB22]. Die kugelgestrahlten Varianten SP1 und SP2 weisen eine höhere Rauheit als der Ausgangszustand REF auf. Eine Erklärung bietet die stochastische Charakteristik des Kugelstrahlens, wodurch eine stochastische Oberfläche resultiert (vgl. Abbildung 4.9). Die Unterschiede zwischen den Varianten SP1 und SP2 der Querbohrungsoberfläche, die anhand der REM-Aufnahmen (vgl. Abbildung 4.9) festgestellt wurden, werden nicht mit dem Mittenrauwert R_a abgebildet.

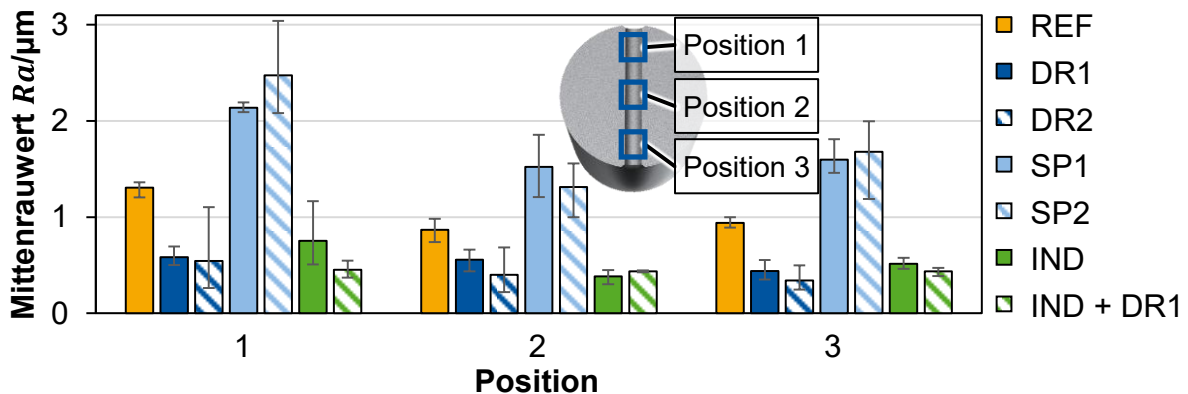


Abbildung 4.12: Ergebnisse der Rauheitsmessungen

Results of the roughness measurements

Eigenspannungen

Die Ergebnisse der Vergleichsmessungen der Eigenspannungen an der Fase sind in Tabelle 4.3 aufgelistet. Dabei sind die Abweichungen der Eigenspannungen als gering zu bewerten. Der Unterschied zwischen der von Mises-Vergleichsspannung $\Delta\sigma_M$ in der Fase vor und nach dem Trennen betrug lediglich $\Delta\sigma_M = 10$ MPa. Die vorhandene Abweichung ist auf Messungenauigkeiten sowie die Position der Messung zurückzuführen, da diese aufgrund der manuellen Positionierung der Analogieprobe zwischen den beiden Messungen leicht variierte. Somit zeigen die Ergebnisse die Eignung des Eroderens als Trennverfahren.

Tabelle 4.3: Ergebnisse der Vergleichsmessung der Eigenspannungen in der Fase

Results of the comparative measurement of residual stresses in the chamfer

	Dritte Hauptspannung σ_3 / MPa	Zweite Hauptspannung σ_2 / MPa	Von Mises-Vergleichsspannung σ_M / MPa
Vor Trennen	-655	-545	-614
Nach Trennen	-671	-500	-604

In Abbildung 4.13 sind die Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen in der Bohrung in Form der tangentialen, der axialen sowie der von Mises-Vergleichsspannung gezeigt. Bei der Referenzvariante REF wurden bis in eine Tiefe von etwa $t = 70 \mu\text{m}$ leichte Druckeigenspannungen gemessen. Diese sind auf die Bohr- und Reibbearbeitung zurückzuführen. Sowohl durch das Kugelstrahlen als auch das Festwalzen wurden Druckeigenspannungen in die Randzone eingebracht. Entsprechend des Stands der Erkenntnisse sind die Eigenspannungen nach dem Festwalzen richtungsabhängig.

Entsprechend liegen in Walzrichtung (tangential) geringere Druckeigenspannungen als orthogonal zur Walzrichtung (axial) vor. Schulze führt dies auf eine weniger ausgeprägte plastische Umformung in Walzrichtung im Vergleich zu orthogonal zur Walzrichtung zurück [SCHU06]. Demgegenüber weisen die mittels Kugelstrahlen eingebrachten Druckeigenspannungen keine Richtungsabhängigkeit auf. Dies ist wiederum auf die stochastische Charakteristik des Kugelstrahlens zurückzuführen. Unter Berücksichtigung der auftretenden Lastspannungen bei der Torsionsbelastung, welche in tangentialer Richtung wirken, wurde insbesondere den tangentialen Eigenspannungen ein gesteigerter Stellenwert zugeordnet. Die gemessenen Eigenspannungen der induktiv gehärteten Variante sind mit einer Unsicherheit behaftet, da davon auszugehen ist, dass die Eigenspannungen im Bereich der Fase lokal stark variieren. Dieser Eigenspannungsgradient ist auf das Härten zurückzuführen. Im Gegensatz zu den nicht gehärteten Varianten resultieren die Eigenspannungen aus der Martensit-Umwandlung. Aufgrund des größeren Volumens des Martensits gegenüber dem Perlit entstehen Druckeigenspannungen im gehärteten Bereich. Die entgegenwirkenden Zugspannungen treten hauptsächlich im Übergangsbereich auf, der in etwa einer Tiefe von $t = 3\text{--}5\text{ mm}$ ist (vgl. Abbildung 4.11). In axialer Richtung zur Querbohrung ist daher von einem Eigenspannungsgradienten im Bereich der Messungen auszugehen.

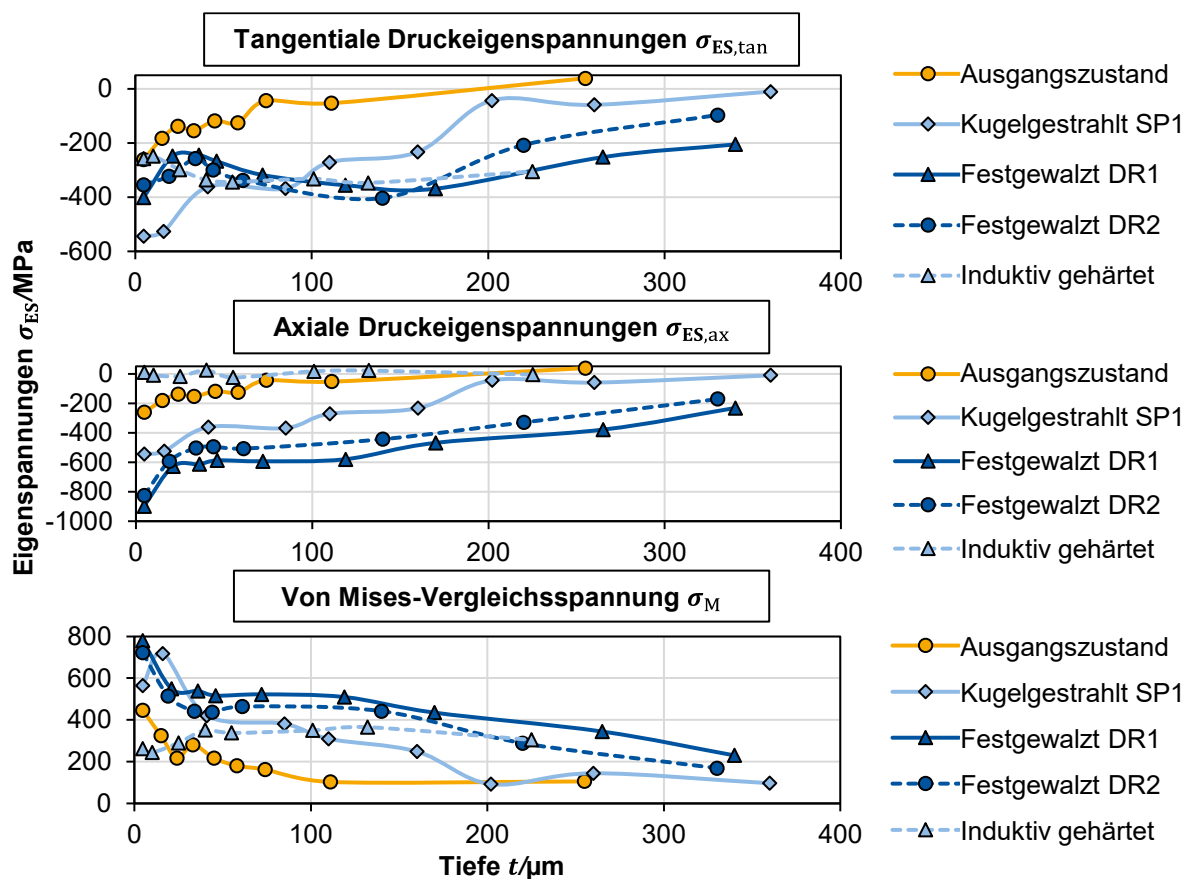


Abbildung 4.13: Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen der Varianten REF, DR1, DR2, SP1 und IND

Results of the residual stress measurements of the REF, DR1, DR2, SP1 and IND variants

4.2 Numerische Modellierung des Festwalzprozesses und Analyse des Einflusses von Prozessparametern auf die Eigenspannungsverteilung

Numerical modeling of the deep rolling process and analysis of the influence of process parameters on the residual stress distribution

Zur Reduzierung des experimentellen Aufwands wurde der in Kapitel 4.1 beschriebene Festwalzprozess numerisch abgebildet, um die Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern (Festwalzdruck, Vorschub sowie Überlappung) und den resultierenden Eigenspannungen beim Festwalzen von Querbohrungen zu untersuchen. Die in Kapitel 4.1 beschriebenen experimentellen Untersuchungen dienen als Randbedingungen für die Modellierung sowie als Grundlage für die Validierung.

Verlustfaktor zur Bestimmung der Festwalzkraft

Für die numerische Modellierung des Festwalzens ist ein Verständnis der wirkenden Festwalzkraft unter Berücksichtigung auftretender Verluste notwendig. Entsprechend des Stands der Erkenntnisse besteht ein linearer Zusammenhang zwischen dem Festwalzdruck und der Festwalzkraft mit einem konstanten Verlustfaktor (vgl. Gleichung (2.5)). Der Verlustfaktor ist werkzeugabhängig und wird hauptsächlich durch Reibungsverluste der Hydraulikflüssigkeit in den Leitungen sowie durch Leckagen am Walzkörper verursacht. Zur Bestimmung des Verlustfaktors des im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Festwalzwerkzeugs wurde die Festwalzkraft in Abhängigkeit vom Festwalzdruck experimentell bestimmt. Der entsprechende Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.14 (a) dargestellt.

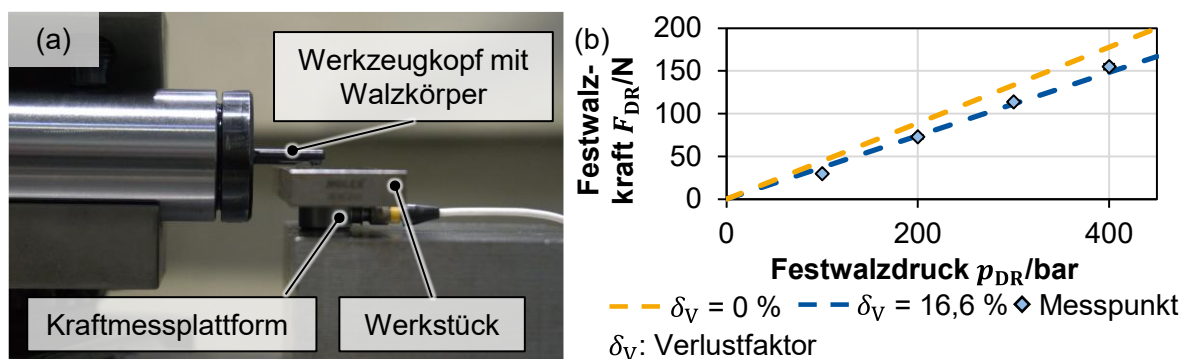


Abbildung 4.14: Versuchsaufbau zur Bestimmung des Verlustfaktors beim Festwalzen (a) und Ergebnisse (b)

Test setup for determining the loss factor during deep rolling (a) and results (b)

Dabei wurde zur Messung der Festwalzkraft eine Kraftmessplattform vom Typ 9011A der Firma Kistler verwendet. Zur Signalverarbeitung wurde ein Ladungsverstärker vom Typ 5018 der Firma Kistler, eine Messkarte NI 9215 sowie Messkartenmodul cDAQ 9174 von National Instruments zur analog-digital Wandlung verwendet. Bei den Messungen wurde eine Abtastrate von $f_{Ab} = 65$ kHz verwendet. Bei den Versuchen

wurden die Festwalzdrücke $p_{DR1} = 100$ bar, $p_{DR2} = 200$ bar, $p_{DR3} = 300$ bar und $p_{DR4} = 400$ bar angefahren. Die Ergebnisse der Messungen sind in Abbildung 4.14 (b) dargestellt. Unter Anwendung der Methode von Brent wurde der Verlustfaktor von $\delta_V = 16,6$ % bestimmt [BREN02].

Die Erkenntnis über den Zusammenhang zwischen dem Festwalzdruck und der resultierenden Festwalzkraft ermöglicht bei der Modellierung den Kraftaufbau zu vereinfachen und das Festwalzwerkzeug auf den mit der Analogieprobe im Kontakt stehenden Walzkörper zu reduzieren.

Analytische Bestimmung der Überlappung

Die Überlappung ist ein resultierender Prozessparameter, der aus der elastisch-plastischen Eindruckbreite sowie dem Vorschub bestimmt wird (vgl. Gleichung (2.2)). Sie stellt ein Maß für die Kontaktbedingungen beim Festwalzen dar. Die Eindruckbreite resultiert dabei aus der Werkstück- und Walzkörpergeometrie sowie dem Werkstoffverhalten und der Festwalzkraft. Zur Bestimmung der Überlappung wurden zur Abschätzung der Eindruckbreite Ansätze nach Hertz, Brinell sowie mittels FEM im Stand der Erkenntnis vorgestellt. Der Ansatz nach Hertz berücksichtigt jedoch keine Plastizität, wodurch die Eindruckbreite tendenziell unterschätzt wird. Der Ansatz nach Brinell vernachlässigt hingegen die Elastizität und unterschätzt somit ebenfalls die Eindruckbreite, während der Ansatz mittels FEM sehr rechenintensiv ist (vgl. Kapitel 2.2). Aufgrund dessen wird im Folgenden ein kombinierter Ansatz nach Hertz und Brinell entwickelt, um sowohl den elastischen als auch den plastischen Anteil der Umformung zu berücksichtigen und die Eindruckbreite hinreichend genau zu beschreiben. Die Eindruckbreite w_i wird dabei auf Grundlage der Eindrucktiefe d_i , dem Durchmesser des Walzkörpers beim Festwalzen d_{DR} sowie einem Korrekturfaktor c_{FEM} entsprechend Gleichung (4.5) berechnet. Die Gleichung basiert auf der Berechnung einer Kreissehne.

$$w_i = 2c_{FEM}\sqrt{d_i \cdot (d_{DR} - d_i)} \quad (4.5)$$

Der Korrekturfaktor dient der Berücksichtigung der abweichenden Kontaktbedingungen beim Festwalzen im Vergleich zu den Ansätzen nach Brinell und Hertz. Der Korrekturfaktor wurde auf Grundlage einzelner mittels FEM bestimmter Stützstellen festgelegt und entspricht $c_{FEM} = 1,07$. Für die Simulation wurde das numerische Modell, beschrieben in diesem Kapitel, verwendet. Die Eindrucktiefe d_i ergibt sich aus der Summe der elastischen $d_{i,elastic}$ und plastischen Eindrucktiefe $d_{i,plastic}$ nach Gleichung (4.6).

$$d_i = d_{i,plastic} + d_{i,elastic} \quad (4.6)$$

Die plastische Eindrucktiefe wurde anhand des Ansatzes nach Brinell, des Durchmessers des Walzkörpers d_{DR} sowie des Eindruckdurchmessers d_{EB} bestimmt.

$$d_{i,plastic} = \frac{d_{DR} - \sqrt{d_{DR} - d_{EB}}}{2} \text{ mit } d_{DR} = 2,38 \text{ mm.} \quad (4.7)$$

Der Eindruckdurchmesser d_{EB} wurde entsprechend Gleichung (4.8) mit der Festwalzkraft F_{DR} (vgl. Kapitel 4.1) und der Härte HBW (nach Brinell) berechnet. Die Härte HBW wurde experimentell anhand der Mittelung von fünf Einzelprüfungen auf einer Härteprüfmaschine des Typs Intendtec ZHU250 von der ZwickRoell GmbH & Co. KG bestimmt.

$$d_{EB} = \sqrt{d_{DR}^2 - \left(\frac{d_{DR} - 0,102 \cdot 2 \cdot F_{DR}}{\pi \cdot d_{DR} \cdot HBW} \right)^2} \text{ mit } HBW = 242,1 \quad (4.8)$$

Die elastische Eindrucktiefe $d_{i,elastic}$ wurde über den Ansatz nach Hertz bestimmt. Dabei wurde ein Kugel-Hohlkugel-Kontakt infolge der plastischen Umformung angenommen. Die elastische Eindrucktiefe $d_{i,elastic}$ wurde in Anbetracht des deutlich niedrigeren E-Moduls des Werkstücks aus EN-GJS-700-2 ($E_1 = 168.000$ MPa) im Vergleich zum Walzkörper aus Keramik ($E_2 = 420.000$ MPa) als Vereinfachung der Abplattung δ_H gleichgesetzt. Die Abplattung wurde entsprechend Gleichung (4.9) – (4.11) anhand eines Hertz'schen Koeffizienten ς_H , dem kumulierten Krümmungsmaß ρ_H^* und einem modifizierten Elastizitätsmodul E_H^* berechnet (vgl. [KIRC07]). Für die Querkontraktionszahl des Gusseisenwerkstoffs EN-GJS-700-2 wurde $\nu_1 = 0,28$ und für den Keramikwerkstoff des Walzkörpers $\nu_2 = 0,3$ verwendet.

$$d_{i,elastic} = \delta_H = \frac{3}{2} \varsigma_H^3 \sqrt{\frac{F_{DR}^2 \rho_H^*}{3(E_H^*)^2}} \quad (4.9)$$

$$E_H^* = \frac{2E_1E_2}{\nu_1E_2 + \nu_2E_1} \quad (4.10)$$

$$\rho_H^* = \frac{4}{d_{DR}} + \frac{4}{d_{HS}} \quad (4.11)$$

Der Durchmesser der Hohlkugel d_{HS} wurde anhand der zulässigen statischen Hertz'schen Pressung mit $p_{H,stat} = 1450$ MPa anhand von Gleichung (4.12) bestimmt [KIRC07]. Dabei wurde der Durchmesser der Hohlkugel d_{HS} so gewählt, dass die Hertz'sche Pressung $p_H(d_{HS})$ der zulässigen statischen Hertz'schen Pressung $p_{H,stat}$ entspricht.

$$p_{H,stat} = p_H(d_{HS}) = \frac{3F_{DR}}{2\pi \cdot \xi_H(d_{HS}) \cdot \chi_H(d_{HS})} \cdot \left(\frac{3F_{DR}}{E_H^* \cdot \rho_H^*(d_{HS})} \right)^{-\frac{2}{3}} \quad (4.12)$$

$\xi_H(d_{HS})$ und $\chi_H(d_{HS})$ sind Hertz'sche Koeffizienten. In Abbildung 4.15 sind die analytisch bestimmte elastische, plastische und elastisch-plastische Eindrucktiefe sowie die analytisch und numerisch bestimmte Eindruckbreite in Abhängigkeit vom Festwalzdruck dargestellt. Dabei wurden bei der analytischen Berechnung der Eindruckbreite zwei Korrekturfaktoren $c_{FEM} = \{1; 1,07\}$ berücksichtigt. Ein Korrekturfaktor von $c_{FEM} = 1$ entspricht dem Fall der Vernachlässigung des Korrekturfaktors. Der Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers der analytischen Modelle entspricht $RMSE = 7,4$ % (für $c_{FEM} = 1$) bzw. $RMSE = 1,2$ % (für $c_{FEM} = 1,07$). Das analytische Modell mit einem

Korrekturfaktor von $c_{FEM} = 1,07$ wurde im Rahmen dieser Arbeit zur Bestimmung der Eindruckbreite verwendet, um den numerischen Aufwand des Ansatzes mittels FEM zu reduzieren.

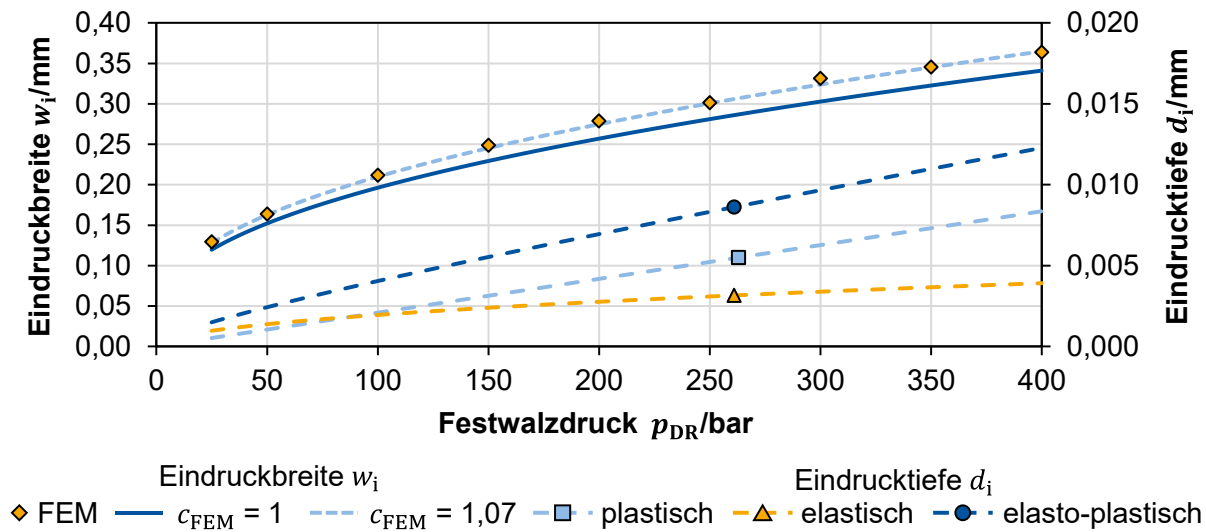


Abbildung 4.15: Gegenüberstellung der analytisch und numerisch bestimmten Eindruckbreite w_i unter Berücksichtigung der Korrekturfaktoren $c_{FEM} = \{1; 1,07\}$ sowie die analytisch bestimmte plastische, elastische und elastisch-plastische Eindrucktiefe d_i

Comparison of the analytically and numerically determined indentation width w_i , taking into account the correction factors $c_{FEM} = \{1, 1.07\}$ and the analytically determined plastic, elastic and elastic-plastic indentation depth d_i

Aufbau des numerischen Prozessmodells

Das Simulationsmodell zur Abbildung des Festwalzprozesses wurde mit der Simulationssoftware Abaqus FEA 2021 erstellt. Innerhalb dieses Kapitels wird das Simulationsmodell anhand des geometrischen Aufbaus, der Vernetzung, der Werkstoffmodellierung sowie der Randbedingungen beschrieben.

Geometrischer Aufbau

In Abbildung 4.16 ist der reale Festwalzprozess der simulativen Darstellung gegenübergestellt. Um die Berechnungszeit zu reduzieren, wurde das Modell deutlich vereinfacht. Generell gilt: Je kleiner der simulierte Ausschnitt der Analogieprobe, desto geringer die Berechnungszeit. Daher wurde angestrebt, einen möglichst kleinen Ausschnitt zu simulieren, dessen minimale Größe durch die Wirtiefe beim Festwalzen und den von der anschließenden Torsionsbelastung beeinflussten Bereich bestimmt wird.

Da das Festwalzen eine geringe Wirtiefe aufweist und die Lastspannungsspitzen bei der anschließenden Torsionsbelastung knapp unterhalb der Fase der Querbohrung auftreten, wurde in der Simulation ein zylindrischer Ausschnitt um die Querbohrung mit einem Durchmesser von $d_{sim} = 15$ mm und einer Tiefe von $t_{sim} = 5$ mm berücksichtigt. Tiefer in der Querbohrung fallen die Lastspannungen schnell ab, sodass dort keine betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen zu erwarten ist (vgl.

Abbildung 4.1 (b)). Das Werkzeug wurde entsprechend bestehender validierter Festwalzmodelle [TRAU13] auf den kugelförmigen Walzkörper reduziert.

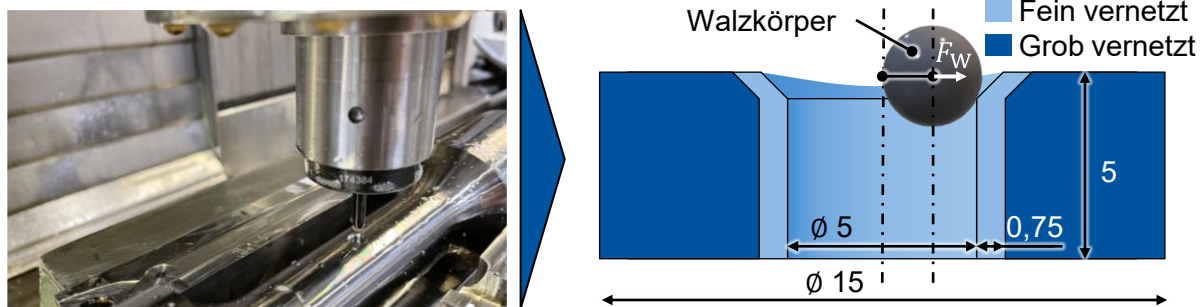


Abbildung 4.16: Gegenüberstellung realer Festwalzprozess und die simulative Abbildung des Festwalzens

Comparison of the real deep rolling process and the simulative representation of deep rolling

Der kugelförmige Walzkörper verfügt entsprechend der realen Festwalzbearbeitung über einen Durchmesser von $d_{DR} = 2,38$ mm. Beim Querbohrungsausschnitt wurde ein zylindrischer Grundkörper aus dem realen Bauteil mit der Querbohrung im Zentrum des Zylinders ausgeschnitten. Der Querbohrungsdurchmesser betrug $d_B = 5$ mm. Mit Ausnahme des Übergangs von Fase zu Querbohrung wurde die Fase entsprechend der Fertigungszeichnung der realen Versuche aufgebaut (vgl. Abbildung 4.1 (a)). Beim Übergang von Fase zur Querbohrung wurde ein kleiner Radius von $r_F = 0,1$ mm eingefügt, um numerische Instabilitäten abzuschwächen. Zur vereinfachten Vernetzung des Querbohrungsausschnitts wurde dieser in verschiedene Partitionen unterteilt (vgl. Abbildung 4.16).

Vernetzung und Werkstoffmodellierung

Der Walzkörper wurde als starrer Körper mit analytischer Beschreibung der Oberfläche berücksichtigt. In vorherigen Arbeiten wie beispielsweise in der Arbeit von Trauth et al. wurde gezeigt, dass diese Vereinfachung zulässig ist [TRAU13]. Der Querbohrungsausschnitt wurde mit hexaedrischen Volumenelementen vom Typ C3D8R vernetzt (vgl. [DASS21b]). Dabei wurde ein Viertel des Querbohrungsbereichs fein vernetzt, um die Berechnungszeit zu reduzieren. Der feinvernetzte Bereich hat eine minimale Tiefe von $t_{Fein} \geq 0,75$ mm. Das Viertel wurde dabei so positioniert, dass bei der anschließenden Torsionsbelastungssimulation das Belastungsmaximum mittig im feinvernetzten Bereich liegt. Zur Reduktion der Berechnungszeit und Sicherstellung der Netzqualität wurde eine Netzkonvergenzstudie durchgeführt. Dafür wurde dieselbe Simulation mit unterschiedlichen Netzfeinheiten durchgeführt und im Anschluss verglichen. Die Netzfeinheit wurde dabei je Schritt halbiert. Als Konvergenzkriterium wurde eine maximale Abweichung der von Mises-Vergleichsspannung im Tiefenprofil von 10 % gewählt. Die Ergebnisse der Konvergenzstudie sind in Abbildung 4.17 dargestellt. Entsprechend der Ergebnisse wurde für den feinvernetzten Bereich eine Elementgröße von $d_{Ef} = 0,05$ mm gewählt. Beim restlichen Querbohrungsausschnitt wurde eine Elementgröße von maximal $d_{Emax} = 0,2$ mm verwendet.

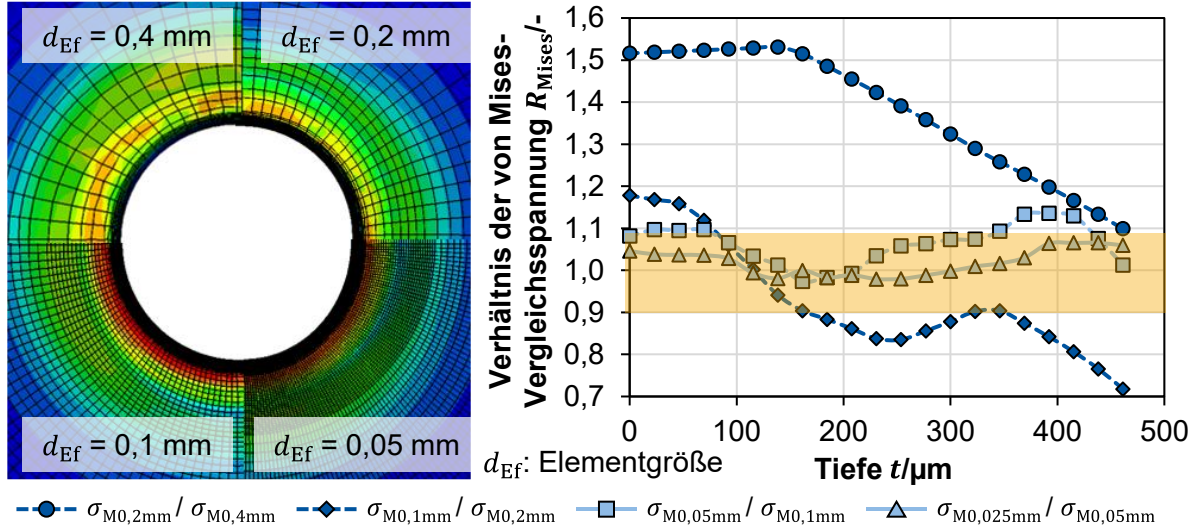


Abbildung 4.17: Ergebnisse der Netzkonzvergenzanalyse: Verhältnis der von Mises-Vergleichsspannung zwischen aufeinanderfolgenden Netzverfeinerungen

Results of the mesh convergence analysis: ratio of the von Mises equivalent stress between successive mesh refinements

Bei der Werkstoffmodellierung wurde auf das in Abaqus FEA 2021 implementierte nichtlineare kombinierte isotrope/kinematische Verfestigungsmodell zurückgegriffen, welches insbesondere für zyklische Belastungen ausgelegt ist [DASS21b]. Trauth et al. wiesen die hohe Abbildungsgenauigkeit des kombinierten isotropen/kinematischen Verfestigungsmodells bei der Simulation des Festwalzprozesses nach [TRAU13]. Vor diesem Hintergrund wurde dieses Modell in der vorliegenden Arbeit eingesetzt. Das Modell wurde in Anlehnung an die Arbeit von Lemaitre und Chaboche entwickelt [LEMA90] und besteht aus einer isotropen und einer nichtlinearen kinematischen Verfestigungskomponente. In Gleichung (4.13) ist die isotrope Verfestigungskomponente, anhand derer die Größe der Fließfläche σ^0 bestimmt wird, dargestellt:

$$\sigma^0 = \sigma|_0 + Q_\infty \left(1 - e^{-b\bar{\epsilon}^{pl}}\right) \quad (4.13)$$

wobei $\sigma|_0$ die anfängliche Größe der Fließfläche, Q_∞ den im stabilen zyklischen Zustand angestrebten asymptotischen Wert, b die Geschwindigkeit der Annäherung an Q_∞ und $\bar{\epsilon}^{pl}$ die äquivalente plastische Dehnung darstellen. Die kinematische Verfestigung und somit die Translation der Fließfläche wird anhand der Anpassung des Rückspannungstensors α berücksichtigt. Um die Abbildung großer Dehnungsbereiche zu verbessern, besteht die Möglichkeit der Verwendung mehrerer superpositionierter Rückspannungen:

$$\dot{\alpha} = \sum_{i=1}^n \dot{\alpha}_i \quad (4.14)$$

$$\dot{\alpha}_i = C_i \frac{1}{\sigma^0} (\sigma - \alpha) \dot{\bar{\epsilon}}^{pl} - \gamma_i \alpha_i \dot{\bar{\epsilon}}^{pl}, i = \{1, 2, 3, \dots\} \quad (4.15)$$

wobei $\dot{\alpha}$ die aufsummierte Änderung der superpositionierten Rückspannungen α_i ist. σ entspricht dem Spannungstensor, $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$ der äquivalenten plastischen Dehnrates und C_i und γ_i sind Werkstoffparameter. Der erste Term von Gleichung (4.15) entspricht dem linearen Ziegler Verfestigungsgesetz [ZIEG59] und der zweite Term ist ein nichtlinearer Relaxationsterm. Die Kalibrierung des Werkstoffmodells wurde anhand von experimentell durchgeführten zyklischen Zug-Druckversuchen sowie Zylinderstauchversuchen durchgeführt. Die zyklischen Zug-Druckversuche wurden am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF durchgeführt. In Tabelle 4.4 sind die durchgeführten Untersuchungen aufgelistet. Die Zylinderstauchversuche wurden bei Raumtemperatur für zwei Dehnraten von $\dot{\varepsilon} = 0,001 \text{ s}^{-1}$ und $\dot{\varepsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$ am Institut für Bildsamen Formgebung (IBF) der RWTH Aachen University durchgeführt.

Tabelle 4.4: Versuchsdurchführung der zyklischen Zug-Druckversuche am Fraunhofer LBF
Conduction of the cyclic tensile-compression tests at Fraunhofer LBF

Ver-such	Regel-größe	Lastver-hältnis $R/-$	Dehnungs-amplitude $\Delta\varepsilon/\%$	Spannungs-amplitude $\Delta\sigma/\text{MPa}$	Frequenz f_p/Hz	Signal
1	Dehnung	-1	0,5	-	0,05	Rampe
2	Dehnung	-1	1	-	0,025	Rampe
3	Dehnung	0	0,5	-	0,05	Rampe
4	Dehnung	$-\infty$	0,5	-	0,05	Rampe
5	Kraft	-0,78	-	400	0,05	Sinus
6	Kraft	-1,29	-	400	0,05	Sinus

Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen wurden die Modellparameter entsprechend Yang et al. kalibriert [YANG20]. Das Vorgehen ermöglicht die direkte Berücksichtigung der Ergebnisse der Zylinderstauchversuche bei der Kalibrierung. Dafür wurden die Ergebnisse der zyklischen Zug-Druckversuche entsprechend Abbildung 4.18 (a) in einzelne Bereiche unterteilt. Dabei wurde die Kalibrierung anhand der Bereiche 1–2, 3–4 und 5–6 durchgeführt. Der Bereich 1–2 wurde mithilfe der Ergebnisse der Zylinderstauchversuche für große Dehnungen erweitert (vgl. Abbildung 4.18 (b)). Zur Bestimmung der Fließspannung wurde für die einzelnen Bereiche der isotrope Anteil auf Grundlage von Gleichung (4.13) abgeleitet [YANG20]:

$$\sigma_{12}^0 = \sigma|_0 + Q_\infty \left(1 - e^{-b\bar{\varepsilon}^{pl}}\right), \quad (4.16)$$

$$\sigma_{34}^0 = \sigma_2^0 + Q_\infty \left(1 - e^{-b|\bar{\varepsilon}_2^{pl} - \bar{\varepsilon}^{pl}|}\right), \quad (4.17)$$

$$\sigma_{56}^0 = \sigma_4^0 + Q_\infty \left(1 - e^{-b|\bar{\varepsilon}_4^{pl} - \bar{\varepsilon}^{pl}|}\right), \quad (4.18)$$

wobei σ_2^0 und σ_4^0 der isotrope Anteil der Fließspannung und $\bar{\varepsilon}_2^{pl}$ und $\bar{\varepsilon}_4^{pl}$ die äquivalente plastische Dehnung am Punkt 2 bzw. 4 sind (vgl. Abbildung 4.18 (a)). Der kinematische Anteil der Fließspannung der einzelnen Bereiche resultiert aus der Integration von Gleichung (4.15) und der Anwendung von Gleichung (4.14) entsprechend Yang et al. [YANG20]:

$$\alpha_{12_i} = \frac{C_i}{\gamma_i} \cdot \left(1 - e^{-\gamma_i \cdot \bar{\varepsilon}^{pl}}\right), i = \{1, 2, 3, \dots\}, \quad (4.19)$$

$$\alpha_{34_i} = \left(\alpha_{2_i} + \frac{C_i}{\gamma_i}\right) \cdot e^{-\gamma_i \cdot (\bar{\varepsilon}_2^{pl} - \bar{\varepsilon}^{pl})} - \frac{C_i}{\gamma_i}, i = \{1, 2, 3, \dots\}, \quad (4.20)$$

$$\alpha_{56_i} = \left(\alpha_{4_i} - \frac{C_i}{\gamma_i}\right) \cdot e^{-\gamma_i \cdot (\bar{\varepsilon}^{pl} - \bar{\varepsilon}_4^{pl})} + \frac{C_i}{\gamma_i}, i = \{1, 2, 3, \dots\}, \quad (4.21)$$

wobei α_{2_i} und α_{4_i} die individuellen Rückspannungen am Punkt 2 bzw. 4 sind (vgl. Abbildung 4.18).

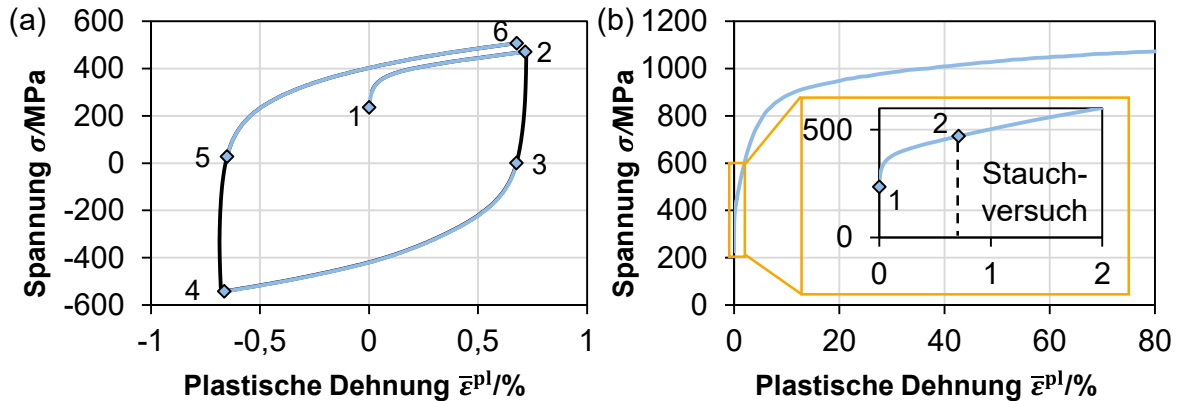


Abbildung 4.18: Unterteilung der zyklischen Zug-Druckversuche in Bereiche zur Kalibrierung des Werkstoffmodells (a) und Extrapolation des Bereiches 1–2 für große Dehnungen durch Ergebnisse der Zylinderstauchversuche (b)

Division of the cyclic tensile-compression tests into sections for calibrating the material model (a) and extrapolation of section 1–2 for large strains using the results of the cylinder upsetting tests (b)

Die Parameter des Werkstoffmodells wurden iterativ durch Minimierung des Modellfehlers kalibriert. Dabei wurde die Summe der mittleren quadratischen Abweichung der drei Bereiche minimiert. Als Minimierungsalgorithmus wurde der Nelder-Mead-Simplex-Algorithmus aufgrund seiner Robustheit gegenüber nichtlinearen Zielfunktionen eingesetzt [GPT24]. Zur umfassenden Abbildung des großen Dehnungsbereichs wurden vier Rückspannungen verwendet. Die resultierenden Parameter des Werkstoffmodells sind in Tabelle 4.5 aufgelistet. Das Elastizitätsmodul E wurde auf Grundlage der experimentellen Zug-Druckversuche bestimmt.

Tabelle 4.5: Parameter des Werkstoffmodells

Parameters of the material model

	E	$\sigma _0$	Q_∞	b	C_1	C_2	C_3	C_4	γ_1	γ_2	γ_3	γ_4
Wert	168	257	97,4	3,53	38,4	51,7	11,6	174	278	1317	26,6	0,57
Einheit	GPa	MPa	MPa	-	GPa	GPa	GPa	MPa	-	-	-	-

In Abbildung 4.19 ist das Werkstoffmodell den experimentellen Ergebnissen gegenübergestellt. Das Werkstoffmodell bildet die experimentellen Zug-Druckversuche (vgl. Abbildung 4.19 (a)) sowie die Zylinderstauchversuche (vgl. Abbildung 4.19 (b)) mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,990$ und einer Wurzel des mittleren quadratischen

Fehlers von $RMSE = 40,13$ MPa ab. Bei einer Vernachlässigung der Ergebnisse der Zylinderstauchversuche bei der Kalibrierung des Werkstoffmodells, wird die Fließspannung bei hohen Dehnungen überschätzt und ist daher für die Abbildung des Festwalzens nicht geeignet.

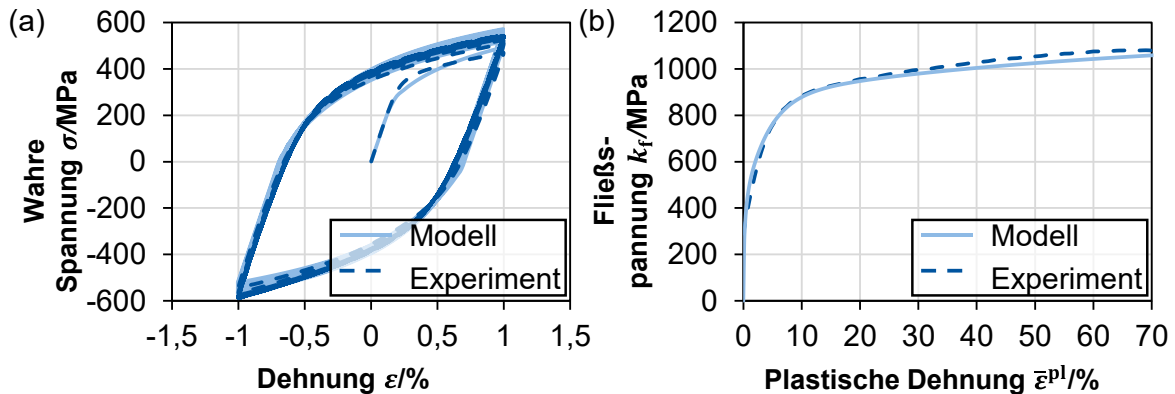


Abbildung 4.19: Gegenüberstellung des Werkstoffmodells und der Ergebnisse der experimentellen Zug-Druckversuche (a) und der Zylinderstauchversuche (b)

Comparison of material model and results of the experimental tensile-compression tests (a) and the cylinder upsetting tests (b)

Kinematik und Randbedingungen

Zur Realisierung der Festwalzkinematik, bei der der Walzkörper unter Last helixförmig über die Werkstückoberfläche abrollt, wurden in Abaqus FEA 2021 ein Pin- und ein Bushing-Konnektor verwendet (vgl. Abbildung 4.20). Der Pin-Konnektor erlaubt die freie Rotation des Walzkörpers um seine eigene Achse, wobei der wirkende Kraftvektor immer orthogonal zur Oberfläche der Querbohrung gerichtet ist. Der Pin-Konnektor ist über einen Bushing-Konnektor mit einem Führungspunkt verbunden. Der Führungspunkt liegt auf der Achse der Querbohrung und somit auf der Rotationsachse der helixförmigen Bewegung. Der Bushing-Konnektor beschränkt die Relativbewegung des Pin-Konnektors zum Führungspunkt. Lediglich entlang des Bushing-Konnektors ist der Freiheitsgrad nicht beschränkt, um die Beschleunigung des Walzkörpers durch die anliegende Festwalzkraft nicht zu behindern. Zur Stabilisierung der Simulation wurde jedoch ein Dämpfungsglied entlang des Bushing-Konnektors berücksichtigt. Dies ist aufgrund des quasistatischen Verhaltens des Festwalzens gerechtfertigt. Der Führungspunkt wird in der Simulation um seine eigene Achse gedreht und entlang der Querbohrungsachse bewegt. Durch die Rotation um die eigene Achse wird die Drehbewegung des Walzkörpers entlang der Oberfläche der Querbohrung erzeugt, während die translatorische Bewegung des Führungspunktes den Vorschub des Walzkörpers bewirkt. Aus der Kombination von Rotations- und Translationsbewegung resultiert die helixförmige Bewegung des Walzkörpers. Zur weiteren Stabilisierung der Simulation erfolgt der Geschwindigkeitsaufbau sowie die Kraftaufbringung sinusförmig. Entsprechend wird die Änderungsrate der Geschwindigkeit und der Kraft reduziert. Dabei wird die Festwalzkraft entsprechend der Gleichung (2.5) unter Berücksichtigung des experimentell bestimmten Verlustfaktors auf Grundlage des Festwalzdrucks bestimmt (vgl. Abbildung 4.14 (b)).

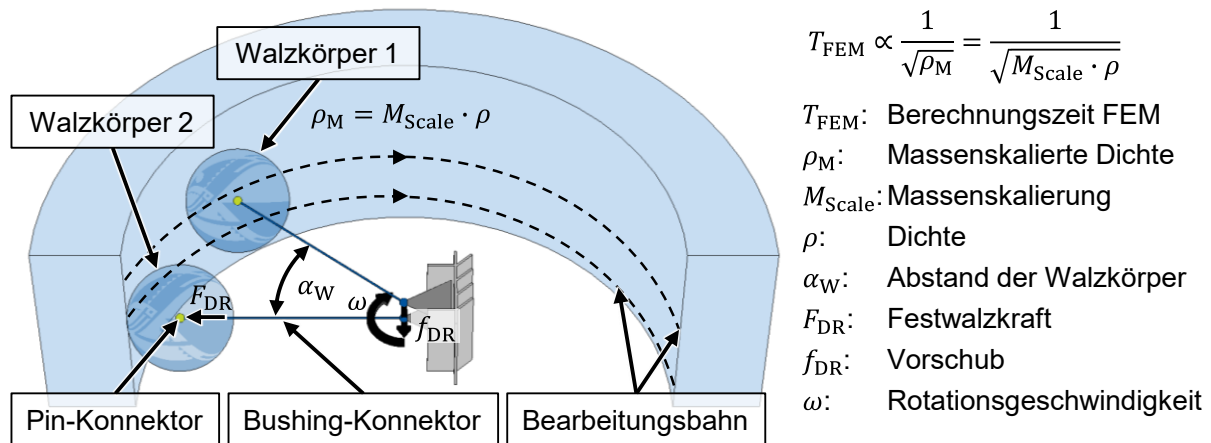


Abbildung 4.20: Schematische Darstellung der Kinematik des FEM-Modells zur Abbildung des Festwalzens

Schematic representation of the kinematics of the FEM model for simulating deep rolling

Methoden zur Reduktion der Berechnungszeit

Das beschriebene Simulationsmodell wies eine lange Berechnungszeit ($T_{FEM} > 24.000$ h) auf, sodass eine weitere Reduktion erforderlich war. Bei expliziten Simulationen hängt die Berechnungszeit insbesondere von der simulierten Prozesszeit sowie vom sogenannten Stable Time Increment ab. Das Stable Time Increment ist die Zeitspanne, die zwischen zwei Berechnungsschritten liegt und entspricht der Dauer, die eine Stresswelle durch das kleinste Element des Modells benötigt. Zur Reduktion der Prozesszeit wurden zunächst mehrere Walzkörper anstelle von lediglich einem Walzkörper eingesetzt. Die einzelnen Walzkörper folgen einander in einem definierten Abstand (vgl. Abbildung 4.20). Der Abstand ist dabei möglichst klein zu halten, um die Prozesszeit zu verkürzen, aber nicht so klein, dass sich die Walzkörper gegenseitig beeinflussen. Zur Beurteilung des Einflusses des Abstands wurde eine Parameterstudie mit den Abständen $\alpha_W = 5^\circ$, $\alpha_W = 10^\circ$, $\alpha_W = 20^\circ$, $\alpha_W = 40^\circ$ und $\alpha_W = 80^\circ$ durchgeführt. Bei den einzelnen Simulationen wurde die von Mises-Vergleichsspannung im Tiefenverlauf miteinander verglichen. Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Abbildung 4.21 (a) dargestellt. Ab einem Winkel von $\alpha = 10^\circ$ sind erste leichte Abweichungen erkennbar. Bei einem Winkel von $\alpha_W = 5^\circ$ weicht der Spannungstiefenverlauf stark im Vergleich zu den größeren Abständen ab. Im Rahmen dieser Arbeit wurde entsprechend ein Winkel von $\alpha = 20^\circ$ als Abstand verwendet. Dies resultiert in einer Reduktion der Berechnungszeit von 89,2 % bei einer Bearbeitung von 20 Bahnen. Wobei die Reduktion der Berechnungszeit von der Anzahl der Bahnen abhängt. Je mehr Bahnen bearbeitet werden, desto größer ist die Reduktion der Berechnungszeit.

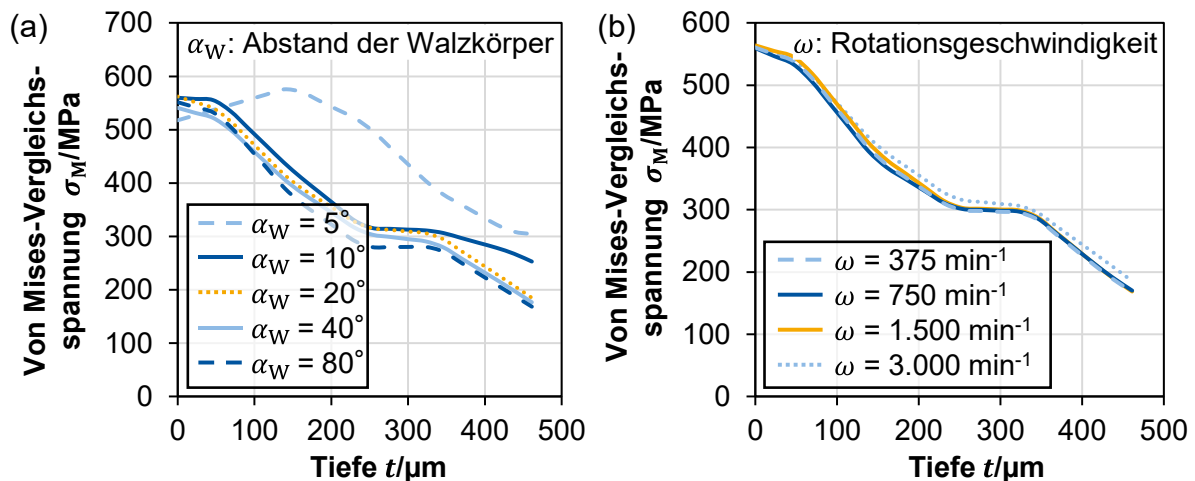


Abbildung 4.21: Einfluss des Abstands der Walzkörper (a) sowie der Rotationsgeschwindigkeit (b) auf die resultierende von Mises-Vergleichsspannung

Influence of the distance between the rolling elements (a) and the rotational speed (b) on the resulting von Mises equivalent stress

Zur weiteren Reduktion der simulierten Prozesszeit wurde die Bearbeitungsgeschwindigkeit gesteigert. Entsprechend wurde die Rotationsgeschwindigkeit, mit der die Walzkörper um die Querbohrungsachse rotieren, gesteigert. Dieser Schritt ist zulässig, da das verwendete Werkstoffmodell keine Abhängigkeit von der Dehnrates beinhaltet. Dies ist zulässig, da sowohl das Festwalzen als auch die zyklische Belastung bei Raumtemperatur stattfindet (vgl. [KREM03]). Entsprechend ist das Werkstoffverhalten dehnratenunabhängig. Jedoch besteht eine Begrenzung, die die Steigerung der Rotationsgeschwindigkeit einschränkt. Infolge der höheren Rotationsgeschwindigkeit resultiert eine gesteigerte Fliehkraft auf die Walzkörper, wodurch die Festwalzkraft gesteigert wird. Um sicher zu stellen, dass die resultierende Fliehkraft die mittels Festwalzen eingebrachten Eigenspannungen nicht beeinflusst, wurde eine Parameterstudie mit der Rotationsgeschwindigkeit durchgeführt. Die Ergebnisse der Simulationen in Form der von Mises-Vergleichsspannung im Tiefenverlauf sind in Abbildung 4.21 (b) abgebildet. Ab einer Rotationsgeschwindigkeit von $\omega = 3.000 \text{ min}^{-1}$ sind Abweichungen erkennbar. Entsprechend wurde im Rahmen der Arbeit eine Rotationsgeschwindigkeit von $\omega = 1.500 \text{ min}^{-1}$ verwendet. Dies entspricht der dreifachen Rotationsgeschwindigkeit des realen Prozesses (vgl. Kapitel 4.1). Die Berechnungszeit wurde infolgedessen um 67 % reduziert.

Zur Steigerung des Stable Time Increments wurde einerseits die Netzkonzvergenzanalyse (vgl. Abbildung 4.17) durchgeführt andererseits wurde Massenskalierung eingesetzt. Massenskalierung ist eine Technik, bei der die Dichte des Werkstoffs gesteigert wird [DASS21b]. Die gesteigerte Dichte resultiert in einer reduzierten Geschwindigkeit der Stresswellen durch die einzelnen Elemente, wodurch entsprechend das Stable Time Increment gesteigert wird. Aufgrund der höheren Dichte resultiert ein verändertes dynamisches Verhalten, welches bei dynamischen Prozessen zu fehlerhaften Ergebnissen führt. Das Festwalzen hingegen ist ein quasistatischer Prozess, weshalb eine Nutzung der Massenskalierung grundsätzlich zulässig ist. Zur Auswahl eines

geeigneten Massenskalierungsfaktors wurde eine Massenskalierungsanalyse durchgeführt. Zur Beurteilung der Ergebnisse der einzelnen Simulationen wurde der Anteil der kinetischen Energie an der inneren Energie sowie der Eigenspannungstiefenverlauf berücksichtigt. Der Anteil der kinetischen Energie an der inneren Energie liegt für quasistatische Prozesse kleiner als 10 % [DASS21a]. Entsprechend ist bei einem Anteil größer 10 % davon auszugehen, dass die Massenskalierung einen entscheidenden Einfluss auf die Simulation hat und nicht geeignet ist. Die bestimmten Anteile der kinetischen Energie an der inneren Energie sind in Abbildung 4.22 (a) dargestellt. Ab einer Massenskalierung von $M_{\text{Scale}} = 512$ lag entsprechend kein vollständig quasistatischer Prozess vor. Die erwartete Abweichung der Simulationsergebnisse ab der Massenskalierung von $M_{\text{Scale}} = 512$ bestätigen die Tiefenverläufe der von Mises-Vergleichsspannung (vgl. Abbildung 4.22 (b)). Im Rahmen dieser Arbeit wurde mit einem Massenskalierungsfaktor von $M_{\text{Scale}} = 256$ gearbeitet. Die Geschwindigkeit der Stresswellen und somit die Berechnungszeit wurde somit um 93,75 % reduziert.

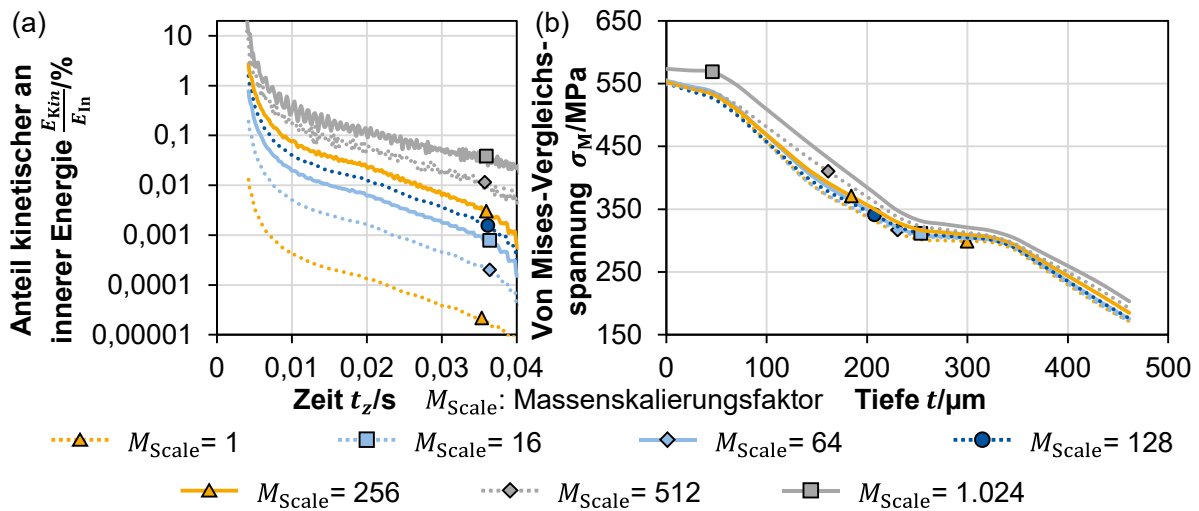


Abbildung 4.22: Ergebnisse der Massenskalierungsanalyse: Anteil kinetischer an innerer Energie (a) und Tiefenverlauf der von Mises-Vergleichsspannung (b) für verschiedene Massenskalierungsfaktoren

Results of the mass scaling analysis: ratio of kinetic to internal energy (a) and depth profile of the von Mises equivalent stress (b) for different mass scaling factors

Unter Berücksichtigung der drei Methoden (Einsatz mehrerer Walzkörper, Steigerung der Prozessgeschwindigkeit und Massenskalierung) wurde die Berechnungszeit für den beschriebenen Fall im Vergleich zum initialen Modell um insgesamt 99,78 % reduziert.

Aufbereitung der Ergebnisse

Zur Kompensation numerischer Effekte wurden in Anlehnung an Trauth et al. [TRAU13] neun Pfade rasterförmig im Zentrum des feinvernetzten Bereichs angeordnet. Der Abstand zwischen den Pfaden entspricht dabei der Elementgröße. Durch Mittelung der Eigenspannungen über diese neun Pfade wurden repräsentative Eigenspannungstiefenverläufe ermittelt.

Validierung

Die Validierung des Simulationsmodells wurde anhand der Eigenspannungsmessungen beschrieben in Kapitel 4.1 durchgeführt. Die experimentelle Prozessführung wurde dazu mit dem simulativen Festwalzmodell abgebildet. In Abbildung 4.23 sind die simulativen und experimentellen Tiefenverläufe der tangentialen sowie axialen Eigenspannungen gegenübergestellt. Lokale Effekte, die etwa durch Inhomogenitäten im Werkstoffgefüge entstehen, werden im Simulationsmodell nicht berücksichtigt. Auf globaler Ebene zeigt das Simulationsmodell jedoch eine hohe qualitative und quantitative Übereinstimmung mit den Messwerten und gilt damit als validiert.

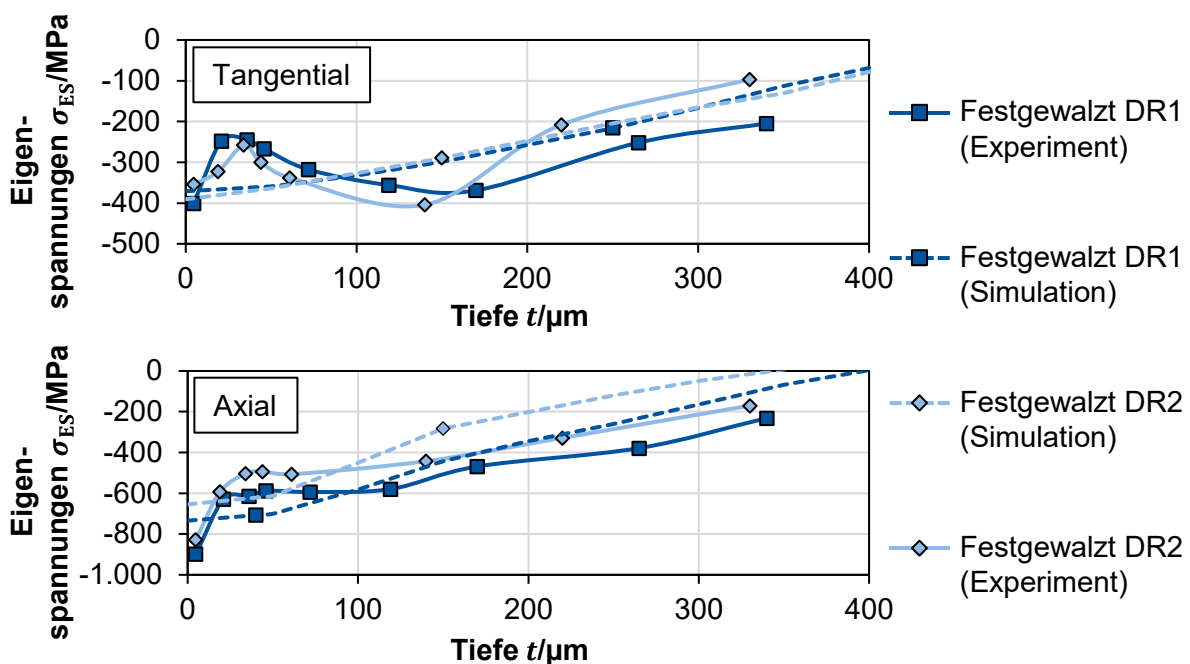


Abbildung 4.23: Gegenüberstellung simulativ und experimentell bestimmte Eigenspannungen nach dem Festwalzen von Querbohrungen in Wellen aus dem Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2

Comparison of simulated and experimentally determined residual stresses after deep rolling of cross bores in shafts made of cast iron EN-GJS-700-2

Ableiten von Metamodellen

Ein Metamodell ist ein vereinfachter Ersatz für ein komplexes Modell, das z. B. in Simulation, KI oder Experimentplanung eingesetzt wird. Es dient der Effizienzsteigerung und kommt zum Einsatz, wenn das Originalmodell zu rechenintensiv ist. Zur Berücksichtigung nichtlinearer Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern beim Festwalzen und der resultierenden Randzoneneigenschaften wurden auf Grundlage der numerischen Prozesssimulation Metamodelle in Form von Gauß-Prozess-Regressionsmodellen (GPR) erstellt. Diese wurden anschließend mithilfe der Bayes'schen Optimierung (BO) verbessert. Dieser Ansatz ermöglicht eine genaue Abbildung der Nichtlinearitäten mit minimalem numerischem Aufwand durch gezielte Auswahl geeigneter Modellstützpunkte mithilfe der BO.

Das GPR wird maßgeblich durch die Auswahl des Kernels beeinflusst. Der Kernel im GPR-Modell quantifiziert die Kovarianz zwischen Datenpunkten und beschreibt somit die Struktur der zugrunde liegenden Daten. Eine zentrale Rolle spielt dabei die Bestimmung der Vorhersageunsicherheit sowie der Glätte der resultierenden Regressionsfunktion. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein geeigneter Kernel durch einen Vergleich häufig eingesetzter Kernel auf Basis einer Datengrundlage bestimmt. Diese Datengrundlage wurde unter Anwendung eines einstufigen vollfaktoriellen Versuchsplans erstellt. Dabei wurde der Festwalzdruck im Bereich von $p_{DR} = 50$ bis 400 bar und der Vorschub zwischen $f_{DR} = 0,05$ und 0,2 mm variiert. Für das GPR-Modell wurde entsprechend ein kombinierter Kernel ausgewählt, bestehend aus drei grundlegenden Kernen. Der erste Kernel entspricht einem Constant Kernel K_C , der zweite einem Radial Basis Function Kernel K_{RBF} und der dritte einem Rational Quadratic Kernel K_{RQ} . Die drei Kernel wurden entsprechend Gleichung (4.22) zu einem gesamten Kernel K_{Total} kombiniert.

$$K_{Total} = K_C \cdot K_{RBF} + K_{RQ} \quad (4.22)$$

Weitere Simulationspunkte zur Verbesserung des GPR-Modells wurden mithilfe der BO identifiziert. Die Simulationspunkte wurden dabei anhand der Unsicherheit in Form der Kovarianz der GPR ausgewählt. Der neu generierte Simulationspunkt wurde simuliert und in die Datengrundlage aufgenommen. Anschließend wurde das GPR-Modell erneut trainiert. Dieses Vorgehen wurde in 16 Iterationsschleifen durchgeführt, um die Vorhersagegenauigkeit des GPRs zu verbessern. In Abbildung 4.24 sind die numerisch bestimmten sowie mittels GPR-Modells approximierten Eigenspannungstiefenverläufe in tangentialer und axialer Richtung dargestellt. Dabei ist zu sagen, dass die numerischen Ergebnisse nicht zum Trainieren des GPRs genutzt wurden und dem Simulationspunkt entsprechen, der von der BO als nächster Simulationspunkt vorgeschlagen wurde. Die gezeigten Eigenspannungstiefenverläufe unterscheiden sich lediglich marginal. Der Vorteil des GPR-Modells gegenüber der numerischen Berechnung mittels FEM liegt in der deutlich geringeren Berechnungszeit. Die numerische Berechnungszeit betrug mit der verwendeten Hardware bis zu $T_{FEM} = 60$ h, während die Berechnungszeit des GPR-Modells unter $T_{GPR} = 0,1$ s lag. Das GPR-Modell eignete sich entsprechend zur Auswertung des Einflusses des Festwalzdrucks und des Vorschubs bzw. der Überlappung auf die Eigenspannungsverteilung.

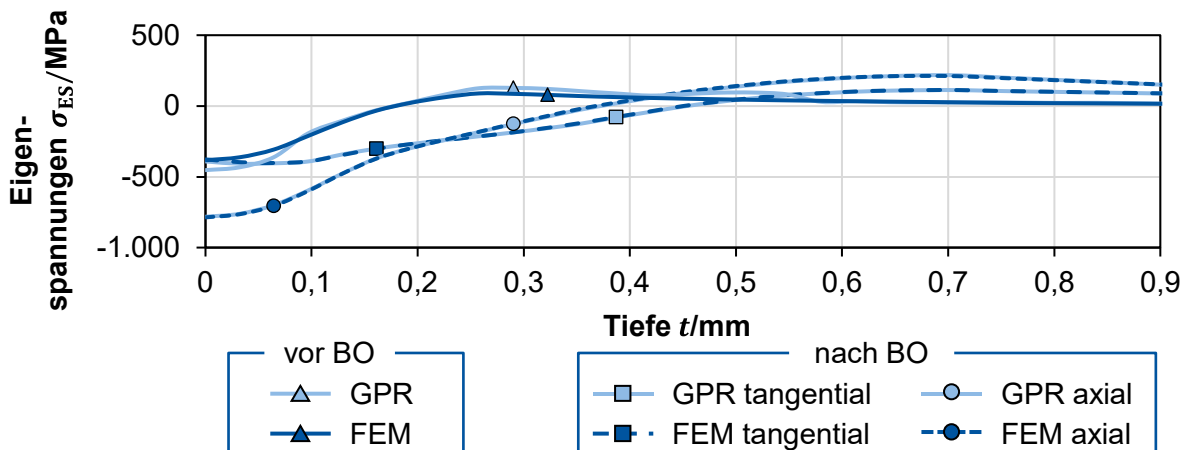


Abbildung 4.24: Gegenüberstellung der GPR-Modelle vor und nach der BO mit der FEM
Comparison of the GPR models before and after the BO with the FEM

Eigenspannungsverteilung in Abhängigkeit vom Festwalzdruck, dem Vorschub und der Überlappung

Die Eigenspannungsverteilung nach dem Festwalzen wurde in Abhängigkeit vom Festwalzdruck und vom Vorschub bzw. der Überlappung anhand von charakteristischen Features (Nulldurchgang und maximale Druckeigenspannungen) ausgewertet (vgl. Abbildung 4.25). Der Nulldurchgang beschreibt dabei die Tiefe, in der die Druckeigenspannungen in Zugeigenspannungen umschlagen. Die charakteristischen Features wurden jeweils für die tangentialen und axialen Eigenspannungen bewertet.

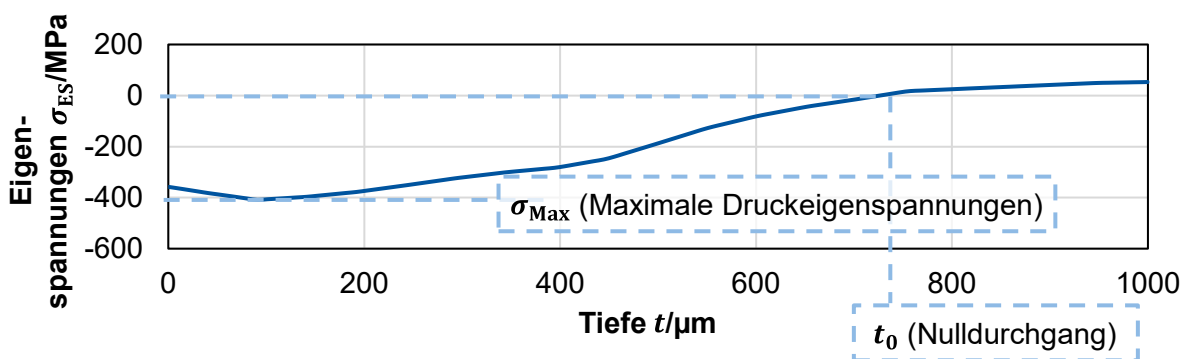


Abbildung 4.25: Features zur Charakterisierung der axialen und tangentialen Eigenspannungstiefenverläufe

Features for characterizing the axial and tangential residual stress depth curves

In Abbildung 4.26 und Abbildung 4.27 werden die Ergebnisse der Untersuchung des Einflusses von Festwalzdruck, Vorschub und Überlappung auf die Eigenspannungen dargestellt. Abbildung 4.26 (a) zeigt die maximal eingebrachten axialen und tangentialen Druckeigenspannungen in Abhängigkeit vom Festwalzdruck und Vorschub. Dabei wird deutlich, dass die tangentialen Druckeigenspannungen geringer ausfallen als die axialen Druckeigenspannungen. Die tangentiale Richtung entspricht der Walzrichtung, während die axiale Richtung orthogonal zur Walzrichtung steht. Schulze führte dies

auf eine ausgeprägtere Streckung orthogonal zur Walzrichtung im Vergleich zur Streckung in Walzrichtung zurück [SCHU06].

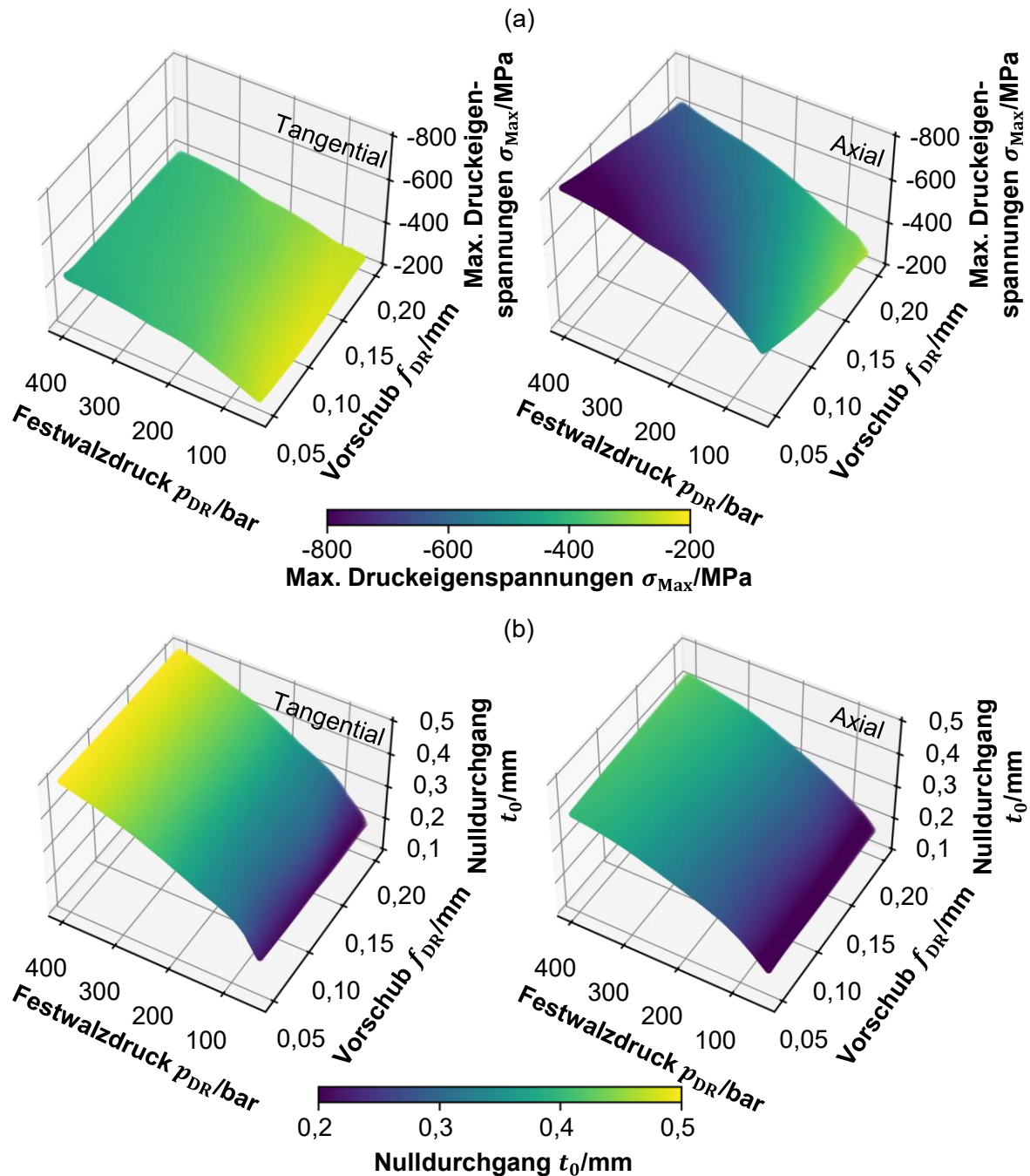


Abbildung 4.26: Einfluss der Prozessparameter Festwalzdruck und Vorschub auf die maximalen Druckeigenstressungen in axialer und tangentialer Richtung (a) sowie den Nulldurchgang der axialen und tangentialen Eigenstressungen (b)

Influence of the deep rolling process parameters pressure and feed on the maximum compressive residual stresses in the axial and tangential directions (a) and the zero crossing of the axial and tangential residual stresses (b)

Die tangentialen Eigenstressungen sind im betrachteten Prozessraum insbesondere vom Festwalzdruck abhängig, während die axialen Eigenstressungen sowohl vom Festwalzdruck als auch vom Vorschub beeinflusst werden. Eine mögliche Erklärung hierfür bietet die plastische Umformung, welche bei niedrigerem Vorschub stärker

ausgeprägt ist, wodurch eine höhere Kaltverfestigung resultiert und somit höhere Druckeigenspannungen möglich sind [TAKT17]. Die maximalen tangentialen Druckeigenspannungen variieren zwischen $\sigma_{\text{Max}} = -223 \text{ MPa}$ bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 50 \text{ bar}$ und $\sigma_{\text{Max}} = -439 \text{ MPa}$ bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 400 \text{ bar}$. Dies bedeutet, dass im betrachteten Prozessraum höhere Festwalzdrücke zu höheren maximalen tangentialen Druckeigenspannungen führen. Für die maximalen axialen Druckeigenspannungen gilt zusätzlich, dass mit niedrigerem Vorschub höhere Druckeigenspannungen resultieren. Die höchsten maximalen axialen Druckeigenspannungen von $\sigma_{\text{Max}} = -837 \text{ MPa}$ treten bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 400 \text{ bar}$ und einem Vorschub von $f_{\text{DR}} = 0,05 \text{ mm}$ auf, während die niedrigsten maximalen axialen Druckeigenspannungen von $\sigma_{\text{Max}} = -274 \text{ MPa}$ bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 50 \text{ bar}$ und einem Vorschub von $f_{\text{DR}} = 0,2 \text{ mm}$ auftreten.

Der Nulldurchgang der axialen und tangentialen Eigenspannungen ist in Abbildung 4.26 (b) dargestellt. Der Nulldurchgang ist sowohl axial als auch tangential hauptsächlich vom Festwalzdruck abhängig. Dabei gilt, je höher der Festwalzdruck, desto tiefer der Nulldurchgang. Eine mögliche Erklärung ist die Tiefe des plastisch umgeformten Bereichs, die infolge der größeren Festwalzkraft bei größeren Festwalzdrücken größer ist. Durch Variation des Vorschubs wird die Festwalzkraft und entsprechend die Tiefe des plastisch umgeformten Bereichs nicht beeinflusst. Die Tiefe des Nulldurchgangs der tangentialen Eigenspannungen variiert zwischen $t_0 = 0,194 \text{ mm}$ bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 50 \text{ bar}$ und $t_0 = 0,5 \text{ mm}$ bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 400 \text{ bar}$. Analog dazu variiert die Tiefe des Nulldurchgangs der axialen Eigenspannungen zwischen $t_0 = 0,173 \text{ mm}$ bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 50 \text{ bar}$ und $t_0 = 0,427 \text{ mm}$ bei einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 400 \text{ bar}$. Entsprechend liegt der Nulldurchgang der tangentialen Eigenspannungen tiefer als in axialer Richtung. Eine mögliche Erklärung bietet die plastische Umformung, welche in axialer Richtung eine geringere Tiefe erreicht als in tangentialer Richtung (in Walzrichtung), welches auf die Prozessführung des Festwalzens zurückzuführen ist [SCHU06].

Die in Abbildung 4.27 dargestellten Ergebnisse bezogen auf die Überlappung anstelle des Vorschubs weisen ähnliche Charakteristika wie die in Abbildung 4.26 dargestellten Ergebnisse bezogen auf den Vorschub auf. Unterschiede sind insbesondere bei den maximalen tangentialen Druckeigenspannungen in Abbildung 4.27 (a) erkennbar. Dabei resultiert infolge der Berücksichtigung der Kontaktbedingungen ein Hervorheben des Einflusses der Überlappung, da die einzelnen Effekte separiert wurden. Die Tiefe des Nulldurchgangs wird nicht maßgeblich durch die Überlappung beeinflusst (vgl. Abbildung 4.27 (b)). Die Ergebnisse hinsichtlich der Überlappung liefern lediglich geringe zusätzlichen Erkenntnisse im Vergleich zu den bereits in Abhängigkeit vom Vorschub vorgestellten Ergebnissen. Daher wird im Folgenden auf eine Analyse in Bezug auf die Überlappung verzichtet.

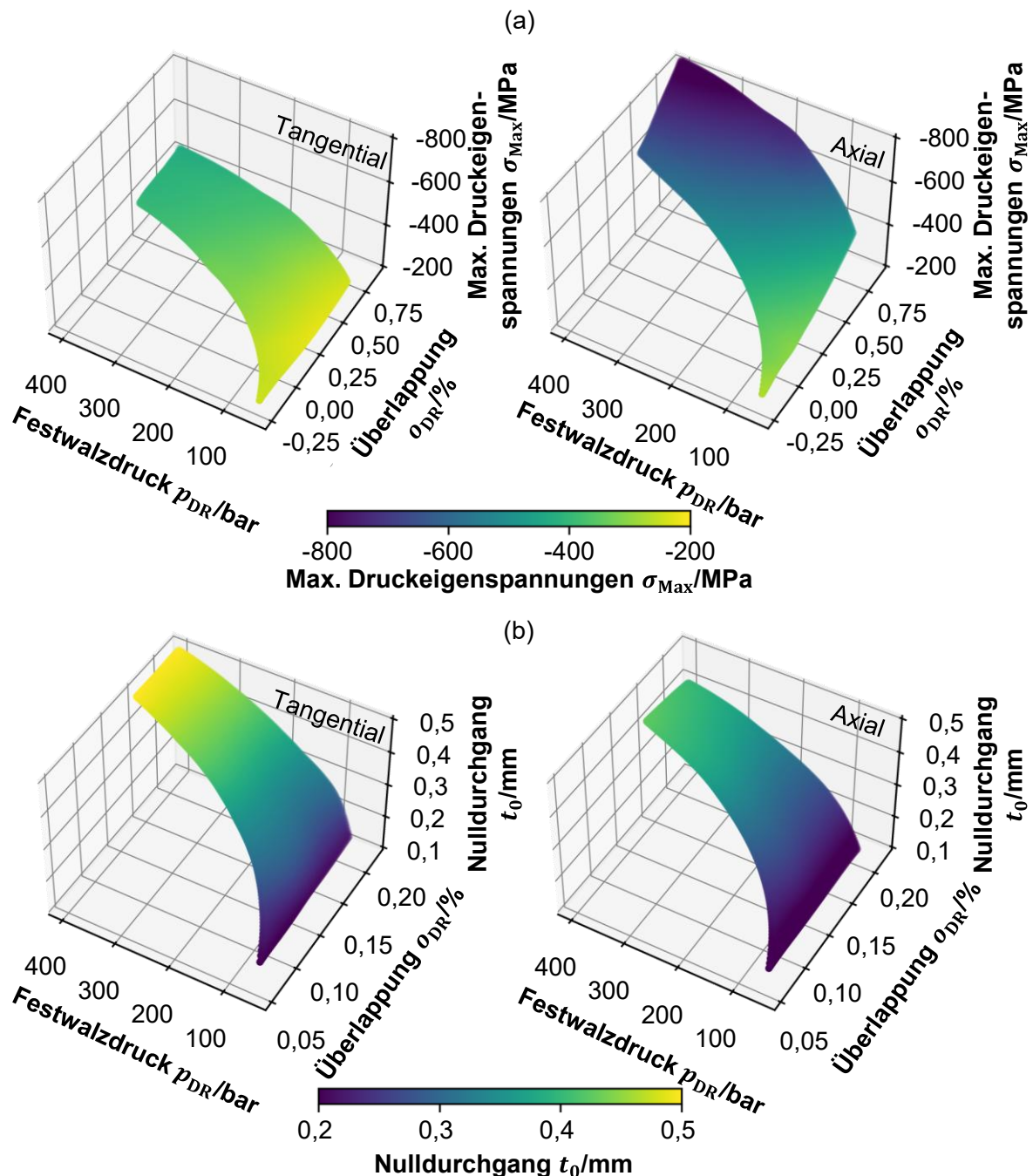


Abbildung 4.27: Einfluss der Prozessparameter Festwalzdruck und Überlappung auf die maximalen Druckeigenstressungen in axialer und tangentialer Richtung (a) sowie den Nulldurchgang der axialen und tangentialen Eigenstressungen (b)

Influence of the deep rolling process parameters pressure and overlap on the maximum compressive residual stresses in the axial and tangential directions (a) and the zero crossing of the axial and tangential residual stresses (b)

4.3 Zwischenfazit

Intermediate conclusion

In Kapitel 4 wurde die Frage untersucht „**Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen den Festwalzparametern und den Randzoneneigenschaften von Querbohrungen?**“ Zunächst wurde die dieser Arbeit zugrunde

liegende Analogieprobegeometrie (Wellen mit Querbohrungen) sowie der untersuchte Lastfall (schwingende Torsionsbelastung) beschrieben. Anschließend wurden die Herstellungsrouten der verschiedenen untersuchten Varianten detailliert erläutert. Neben zwei festgewalzten Varianten wurden zusätzlich zwei kugelgestrahlte Varianten berücksichtigt, um den Einfluss der asymmetrischen Eigenspannungsverteilung nach dem Festwalzen zu untersuchen. Zudem wurde eine nicht nachbearbeitete Referenzvariante einbezogen. Da in der Industrie häufig Wellen mit Querbohrung induktiv gehärtet werden, wurde zusätzlich eine induktiv gehärtete Variante sowie eine induktiv gehärtete und anschließend festgewalzte Variante untersucht.

Die Randzoneneigenschaften der einzelnen Varianten wurden im Folgenden anhand von Werkstoffgefügeaufnahmen, REM-Aufnahmen der Querbohrungsoberfläche, Mikrohärteprüfungen, Rauheitsmessungen und Eigenspannungsmessungen mittels XRD-Methode charakterisiert. Dabei wurde gezeigt, dass infolge des Festwalzens der Kugelgraphit an der Querbohrungsoberfläche teilweise ausgedrückt wurde. Der Kugelgraphit im plastisch umgeformten Bereich wurde teilweise stark verformt, wodurch gestreckte Graphiteinschlüsse resultierten. Anhand der Mikrohärteprüfung wurde die Kaltverfestigung infolge des Festwalzens nachgewiesen.

Die Eigenspannungsverteilung wurde neben den experimentellen Untersuchungen zusätzlich detailliert anhand eines numerischen Prozessmodells charakterisiert, da insbesondere die Eigenspannungen die Schwingfestigkeit festgewalzter Analogieproben beeinflusst. Das numerische Prozessmodell wurde zunächst anhand der experimentellen Messungen validiert. Eine numerische Parameterstudie diente als Grundlage für die Beurteilung der Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern Festwalzdruck und dem Vorschub bzw. der Überlappung und der resultierenden Eigenspannungsverteilung. Dabei wurde ein GPR-Modell trainiert und mittels BO optimiert, um Nichtlinearitäten in den Zusammenhängen zu berücksichtigen. Gezeigt wurde, dass nach dem Festwalzen in der Randzone Druckeigenspannungen vorliegen, die mit zunehmender Tiefe in Zugeigenspannungen übergehen. Die Eigenspannungsverteilung ist richtungsabhängig. Dabei sind die maximalen Druckeigenspannungen in axialer Richtung höher, jedoch liegt die Tiefe des Nulldurchgangs im Vergleich zu den Eigenspannungen in tangentialer Richtung geringer. Die maximalen Druckeigenspannungen sowie die Tiefe des Nulldurchgangs werden insbesondere durch den Festwalzdruck beeinflusst. Im betrachteten Parameterraum gilt, je höher der Festwalzdruck, desto höher die maximalen Druckeigenspannungen und desto tiefer der Nulldurchgang. Dabei resultiert die Frage: **„Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen der Torsionsbelastung und der betriebslastbedingten Umlagerung der mittels Festwalzens zuvor eingebrachten Eigenspannungen in der Randzone?“** Die Frage wird innerhalb von Kapitel 5 beantwortet.

5 Betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen

Load dependent redistribution of residual stresses

In Kapitel 4 wurde der Einfluss der Festwalzparameter beim Festwalzen von Querbohrungen auf die Randzoneneigenschaften untersucht. Dabei wurden insbesondere die Eigenspannungen anhand numerischer Berechnungen charakterisiert. Im industriellen Einsatz werden die festgewalzten Bauteile insbesondere schwingend belastet. Dabei treten hauptsächlich Torsionsbelastungen auf. Infolge der Belastung ist eine betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen möglich (vgl. Kapitel 2.2). Entsprechend eignen sich die Eigenspannungen nach dem Festwalzen nicht für die Beurteilung der Schwingfestigkeit. Der Einfluss der schwingenden Torsionsbelastung auf die Eigenspannungen bei Wellen mit festgewalzten Querbohrungen aus EN-GJS-700-2 ist derzeit noch unbekannt. Entsprechend wird in diesem Kapitel die Forschungsfrage: **„Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen der Torsionsbelastung und der betriebslastbedingten Umlagerung der mittels Festwalzens zuvor eingebrachten Eigenspannungen in der Werkstückrandzone?“** beantwortet. Zur Beantwortung der Forschungsfrage werden in Kapitel 5.1 zunächst die experimentellen Untersuchungen zur betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen bei festgewalzten und kugelgestrahlten Querbohrungen unter schwingender Torsionsbelastung beschrieben. Dabei wird der Versuchsaufbau sowie die Vorgehensweise detailliert erläutert, gefolgt von der Darstellung der Eigenspannungstiefenverläufe vor und nach der Torsionsbelastung. In Kapitel 5.2 folgt die numerische Modellierung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen unter Berücksichtigung der schwingenden Torsionsbelastung und der durch das Festwalzen eingebrachten Eigenspannungen. Dazu wird das Prozessmodell zur Abbildung der Torsionsbelastung von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen vorgestellt. Anschließend wird zunächst die Modellierung der Torsionsbelastung anhand von experimentellen Dehnungsmessungen validiert. Im Anschluss wird die Validierung des Modellierungsansatzes zur betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen umfassend dargestellt. Dabei erfolgt ein systematischer Vergleich der simulierten Ergebnisse mit den experimentellen Daten aus Kapitel 5.1, um die Genauigkeit und Aussagekraft des Modells zu bestätigen. Abschließend erfolgt in Anlehnung an Kapitel 4.2 die Analyse der Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen Torsionsbelastung, Festwalzdruck, Vorschub und der umgelagerten Eigenspannungen mithilfe von Metamodellen.

5.1 Experimentelle Analyse der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen bei schwingender Torsionsbelastung

Experimental analysis of residual stress redistribution under cyclic torsional loading

Die experimentelle Analyse der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen dient der Beurteilung der Eigenspannungsstabilität bei der schwingenden

Torsionsbelastung. Ein Verständnis der Eigenspannungsstabilität ist dabei entscheidend für die Interpretation der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen. Zusätzlich dienen die Ergebnisse der Validierung der numerischen Modellierung der Torsionsbelastung bei den festgewalzten Querbohrungen.

Versuchsaufbau und -durchführung

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Schwingfestigkeitsversuche wurde als Prüfstand eine Flachtorsionsmaschine (kurz: FLATO) vom Typ PWY NS der Firma Schenck, die am Institut für Werkstoffanwendungen im Maschinenbau (IWM) der RWTH Aachen University steht, verwendet. Mit der FLATO können Schwingfestigkeitsuntersuchungen bis zu einem maximalen Torsionslastmoment von $M_T = 1000 \text{ Nm}$ durchgeführt werden. Der grundlegende Aufbau des Prüfstands ist in Abbildung 5.1 dargestellt.

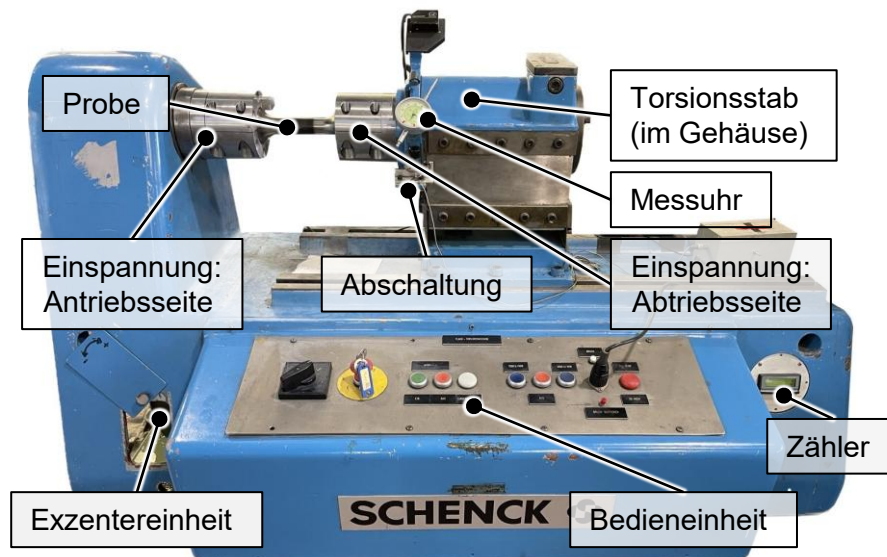


Abbildung 5.1: Versuchsaufbau der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen und der Schwingfestigkeit

Experimental setup of the load-induced redistribution of residual stresses and fatigue strength

Bei der FLATO wird eine Rotationsbewegung mittels einer Exzentereinheit in eine schwingende Bewegung umgewandelt (vgl. Abbildung 5.2 (a)). Der Exzenter besteht aus einem Innen- und einem Außenring, die sich mithilfe einer Verstellerschraube gegeneinander verdrehen lassen. Durch das Verstellen des Exzenters wird die Exzentrizität e und somit auch der Schwingwinkel der Antriebsseite ψ_{an} eingestellt. Das entsprechende kinematische Prinzip ist in Abbildung 5.2 (b) dargestellt und entspricht dem eines ungleichmäßig übersetzenden Koppelgetriebes (Kurbelschwinge). Entsprechend wird eine konstante Auslenkungsamplitude der Analogieprobe auf der Exzenterseite eingestellt. Auf der Abschaltungsseite der Analogieprobe resultiert eine Auslenkung der Analogieprobe in Abhängigkeit von der Steifigkeit der Analogieprobe sowie des Torsionsstabs. Aufgrund der konstanten Steifigkeit des Torsionsstabs besteht ein direkter Zusammenhang zwischen der Auslenkung auf der Abschaltungsseite und

dem wirkenden Torsionslastmoment. Im Rahmen der Arbeit wurde dieser Zusammenhang experimentell bestimmt.

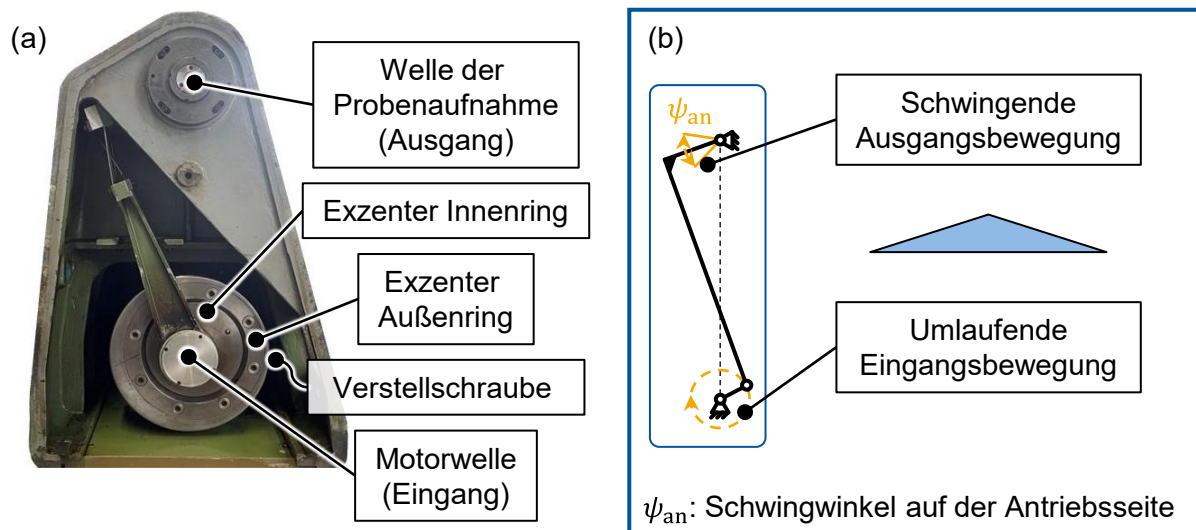


Abbildung 5.2: Erzeugung der Schwingbewegung: Exzentereinheit (a) und Kinematik einer Kurbelschwinge (b)

Realization of the cyclic movement: eccentric unit (a) and kinematics of a crank rocker (b)

Die experimentell bestimmte betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen dient dem Verständnis des Einflusses der Torsionsbelastung auf die Eigenspannungen sowie der Validierung der simulativen Abbildung. Daher wurden die Untersuchungen lediglich für eine festgewalzte und eine kugelgestrahlte Variante (DR1 und SP1) durchgeführt. Zur Ermittlung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen wurden die Analogieproben mit zwei Torsionslastmomenten belastet. Das Torsionslastmoment der Belastungsamplitude wurde dabei so ausgewählt, dass das höhere Torsionslastmoment ($M_T = 900 \text{ Nm}$) im oberen und das niedrigere Torsionslastmoment ($M_T = 600 \text{ Nm}$) im unteren Bereich der Zeitfestigkeitsgerade liegt. Die Versuche zur Bestimmung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen wurden mit konstanter Amplitude bei einem Lastverhältnis von $R = -1$ durchgeführt. Die Analogieproben wurden bei Raumtemperatur mit einer Prüffrequenz von $f_p = 25 \text{ Hz}$ für ca. $N = 2000$ Schwingspiele belastet. Die Anzahl der Schwingspiele wurde so gewählt, dass die Versuche nicht maßgeblich durch den Einlauf der FLATO beeinträchtigt wurden und zusätzlich eine Anrissbildung und somit eine anrissbedingte Umlagerung der Eigenspannungen ausgeschlossen wurde. Im Anschluss an die Versuche wurden die Eigenspannungen im Tiefenverlauf entsprechend Kapitel 4.1 bestimmt. Dabei wurden die Analogieproben abweichend von Abbildung 4.4 nicht im 90° Winkel zur Wellenachse und durch die Querbohrungsachse, sondern im 45° Winkel zur Wellenachse und durch die Querbohrungsachse getrennt. Dies ermöglichte die Messung der Eigenspannungen in der Ebene der Hauptspannungen der Lastspannungen (vgl. Abbildung 4.1 (b)). In diesem Bereich wurde infolge der höheren auftretenden Lastspannungen mit einer verstärkten betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen im Vergleich zu den weniger stark belasteten Bereichen gerechnet.

Abschließend wurden die Eigenspannungen vor und nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen verglichen.

Eigenspannungen vor und nach der Torsionsbelastung

Die Ergebnisse der Versuche zur Bestimmung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen sind in Abbildung 5.3 in Form der tangentialen und axialen Eigenspannungen dargestellt. Der Ausgangszustand entspricht den Eigenspannungen vor der Torsionsbelastung.

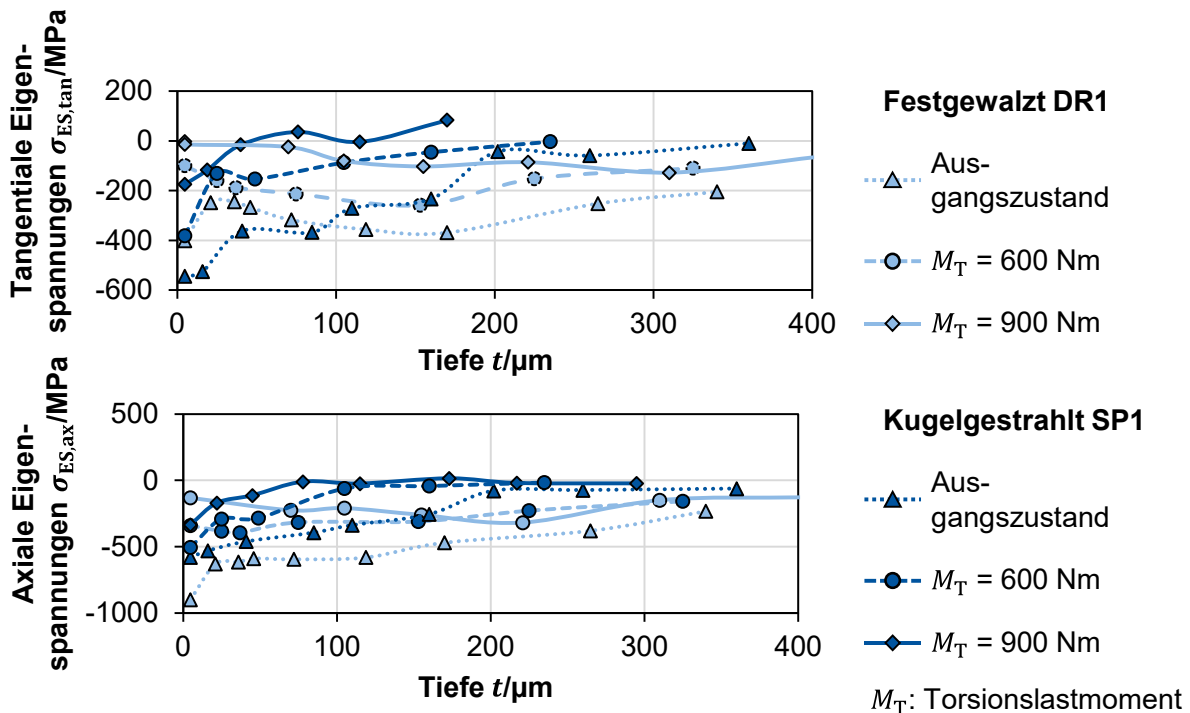


Abbildung 5.3: Vergleich der axialen und tangentialen Eigenspannungen vor und nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen

Comparison of the axial and tangential residual stresses before and after the load-induced redistribution of the residual stresses

Sowohl die mittels Festwalzen als auch die mittels Kugelstrahlen eingebrachten Eigenspannungen wurden aufgrund der Belastung umgelagert. Bei größeren Torsionslastmomenten fällt die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen stärker aus, wodurch geringere Druckeigenspannungen verbleiben. Entsprechend wird davon ausgegangen, dass die mittels Festwalzen und Kugelstrahlen eingebrachten Druckeigenspannungen insbesondere bei niedrigen Torsionslastmomenten die Schwingfestigkeit beeinflussen [TORR02]. Die nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen resultierenden tangentialen Druckeigenspannungen sind geringer als die korrespondierenden axialen Druckeigenspannungen. Eine mögliche Erklärung bieten die auftretenden Lastspannungen infolge der Torsionsbelastung, welche insbesondere in tangentialer Richtung wirken (vgl. Abbildung 4.1) [GÖRT23]. Die maximalen Druckeigenspannungen in tangentialer Richtung der kugelgestrahlten Variante liegen an der Oberfläche der Querbohrung und sind quantitativ größer als die der festgewalzten Variante (vgl. Abbildung 5.3). Die höheren Druckeigenspannungen der

kugelgestrahlten Variante im Vergleich zur festgewalzten Variante wirken den Lastspannungen stärker entgegen, sodass ein größerer Einfluss der durch das Kugelstrahlen eingebrachten Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit zu erwarten ist.

5.2 Numerische Analyse des Einflusses von Festwalz- und Belastungsparametern auf die betriebslastbedingte Umlagerung von Eigenspannungen

Numerical analysis of the influence of deep rolling and loading parameters on the load-induced redistribution of residual stresses

Die numerische Analyse der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen ermöglicht im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen eine umfassendere Beurteilung der Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern des Festwalzens (Festwalzdruck, Vorschub) und dem Torsionslastmoment sowie den umgelagerten Eigenspannungen. Darüber hinaus erlaubt die numerische Modellierung, lokale Unterschiede im betriebslastbedingten Umlagerungsverhalten der Eigenspannungen infolge der lokal variierenden Lastspannungen präzise zu berücksichtigen.

Aufbau des numerischen Prozessmodells

Zur simulativen Abbildung der Torsionsbelastung wurde Abaqus FEA 2021 verwendet. Abweichend von der Festwalzsimulation (vgl. Kapitel 4.2) wurde der implizite Lösungsalgorithmus verwendet. Der implizite Lösungsalgorithmus bietet den Vorteil, dass die Berechnungsschrittweite unabhängig von der Elementgröße ist, sondern von der Nichtlinearität der Simulation abhängt. Mögliche Nichtlinearitäten bei einer reinen Torsionsbelastung sind das plastische Werkstoffverhalten, welches die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen bedingt. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Einsatzverhalten der festgewalzten Querbohrungen im Zeitfestigkeitsbereich untersucht. Entsprechend sind lediglich lokal auftretende plastische Deformationen und somit geringe Nichtlinearitäten zu erwarten. Der Aufbau des Simulationsmodells ist in Abbildung 5.4 dargestellt.

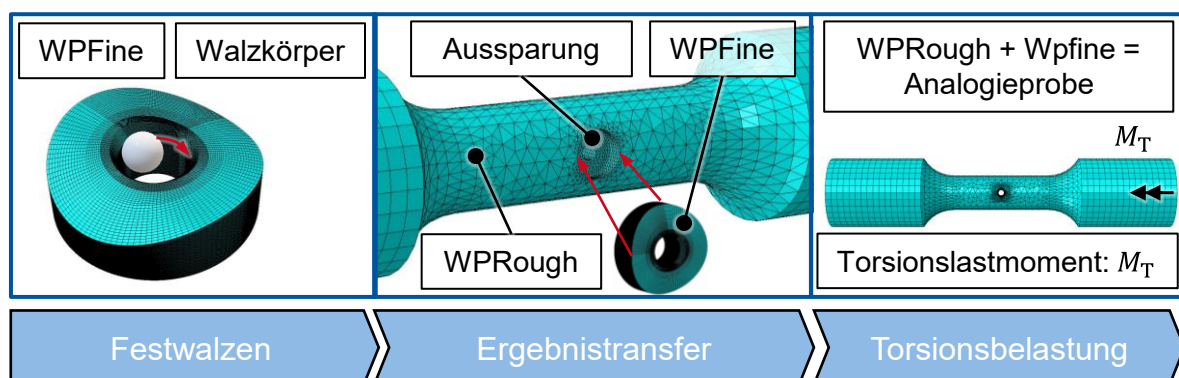


Abbildung 5.4: Aufbau des Simulationsmodells zur Abbildung der Torsionsbelastung unter Berücksichtigung der mittels Festwalzens eingebrachten Eigenspannungen
Setup of the simulation model for modeling the torsional loading, taking into account the residual stresses induced by deep rolling

Die Analogieprobengeometrie (vgl. Abbildung 4.1 (a)) wurde in drei einzelne Teile unterteilt. Die Unterteilung wurde angewendet, um die Ergebnisse aus den Festwalzsimulationen (vgl. Kapitel 4.2) zu berücksichtigen. Auf beiden Seiten der Querbohrung im Bereich der jeweiligen Fase entspricht die Geometrie der in Kapitel 4.2 beschriebenen Form und wird im Folgenden als WPFine bezeichnet. Als dritter Teil (WPRough) wurde die restliche Analogieprobe abgebildet.

Vernetzung und Werkstoffmodellierung

Für WPFine wurde die Vernetzung von der Festwalzsimulation übernommen (vgl. Kapitel 4.2). Für WPRough hingegen wurden lineare Hexaederelemente (C3D8R) im Bereich der Einspannung der Analogieprobe mit einer ungefähren Elementgröße von $d_E = 4$ mm verwendet. Zur Abbildung eines hohen Gradienten der Elementgröße im Übergangsbereich zu WPFine im Verhältnis zu den restlichen Elementen von WPRough wurden in diesem Bereich lineare Tetraederelemente (C3D4) verwendet. Der hohe Gradient dient der Reduktion der Anzahl der Elemente im Modell. Die Reduktion der Elemente reduziert den Rechenaufwand durch eine Reduktion der Größe des zu lösenden Gleichungssystems. Im Kontaktbereich zwischen WPFine und WPRough wurde eine Elementgröße von $d_E = 0,5$ mm definiert. Entsprechend wurde der Elementgrößengradienten zwischen WPFine und WPRough gering eingestellt. Dies ermöglicht eine genaue Abbildung der Lastübertragung. Im restlichen Bereich des Wellenabsatzes der Querbohrung wurde eine Elementgröße von ca. $d_E = 2$ mm eingesetzt. Alle Elemente weisen ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten auf. Wodurch eine betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen ermöglicht wurde. Das verwendete Werkstoffmodell entspricht dem des Festwalzmodells, beschrieben in Kapitel 4.2.

Kinematik und Randbedingungen

WPFine und WPRough wurden mithilfe einer Kopplungsbedingung miteinander verbunden. Die Kopplungsbedingung verhindert die relative Bewegung der Kontaktflächen zwischen WPFine und WPRough. Als Resultat verhält sich das Modell wie ein Teil anstelle von drei. Die Lasteinleitung wurde dem experimentellen Aufbau nachempfunden und über die eine Einspannseite eingeleitet. Dabei wurde ein Referenzpunkt auf der Wellenachse mit der Oberfläche der Einspannung mithilfe einer kinematischen Kopplung verknüpft. Die andere Oberfläche der anderen Einspannseite wurde für alle Freiheitsgrade gesperrt. Für WPFine wurden die Ergebnisse aus den Festwalzsimulationen mithilfe eines Predefined Fields aufgeprägt.

Das Torsionslastmoment wurde in Anlehnung an den Versuchsstand beschrieben in Kapitel 5.1 mit einer sinusförmigen Amplitude mit einer Prüffrequenz von $f_p = 25$ Hz und einem Lastverhältnis von $R = -1$ appliziert. In Abbildung 5.5 (a) ist die experimentelle und die simulative Lastamplitude gegenübergestellt. Das Bestimmtheitsmaß beträgt $R^2 = 0,999$ und die Wurzel des mittleren quadratischen Fehlers $RMSE = 0,0243$ und entspricht einer validen Abbildung. Im Rahmen der Simulation wurden 25 Schwingspiele abgebildet, um die vollständige betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen abzubilden. Die Anzahl der Schwingspiele wurde anhand einer

simulativen Studie bestimmt, wobei die von Mises-Vergleichsspannung nach jedem Schwingspiel ausgewertet wurde. In Abbildung 5.5 (b) sind die Ergebnisse der Studie abgebildet. Dabei ist ein asymptotisches Verhalten erkennbar. Nach 25 Schwingspielen besteht ein stabiler Eigenspannungszustand und die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen ist vollständig abgeschlossen.

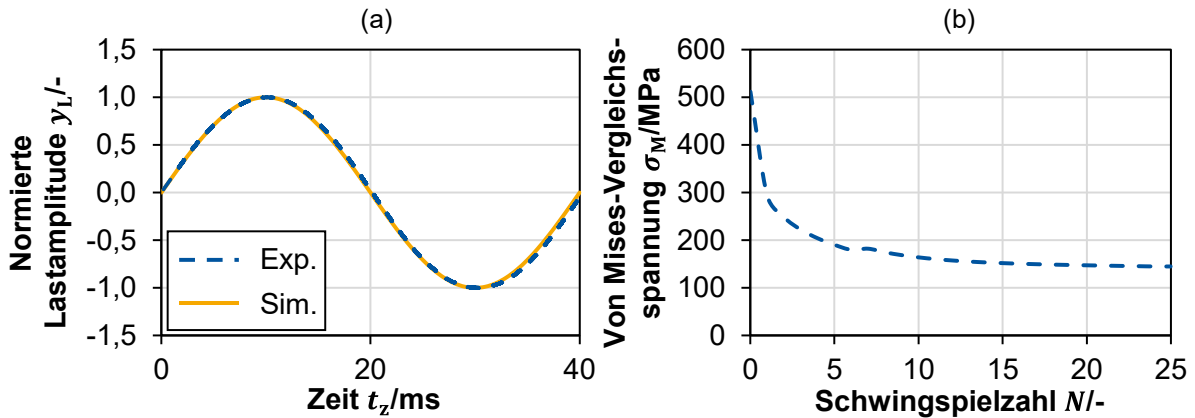


Abbildung 5.5: Gegenüberstellung der experimentellen und simulativen Lastamplitude (a) und betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen, ausgewertet im Bereich der maximalen Lastspannungen (vgl. Abbildung 4.1 (b)), in Abhängigkeit von den Schwingspielen der Variante DR1 bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 900$ Nm (b)

Comparison of the experimental and simulated load amplitude (a) and load-induced redistribution of the residual stresses, evaluated in the region of maximum load stresses (see Figure 4.1 (b)), as a function of the number of load cycles of the DR1 variant with a torsional moment of $M_T = 900$ Nm (b)

Postprocessing

Bei der Auswertung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen wurde eine zeitliche und eine örtliche Komponente berücksichtigt. Bei der zeitlichen Komponente wurde berücksichtigt, dass sich die Eigenspannungen abhängig von der vorangegangenen Lastrichtung (Zug- oder Drucklastspannungen) unterscheiden können. Weiterhin ermöglicht die simulative Betrachtung auch die Auswertung der überlagerten Last- und Eigenspannungen, wodurch etwaige Stützeffekte der umliegenden Eigenspannungen berücksichtigt werden. Im Kontext von Schwingfestigkeitsversuchen entsprechen die überlagerten Zuglast- und Eigenspannungen einer realen Oberspannung σ_{or} und die überlagerten Drucklast- und Eigenspannungen einer realen Unterspannung σ_{ur} (vgl. Abbildung 2.2). Aus der Differenz der realen Ober- und Unterspannung resultiert eine reale Mittelspannung σ_{mr} und eine reale Spannungsamplitude σ_{ar} . Die reale Mittelspannung σ_{mr} weicht dabei um die wirkenden Eigenspannungen von der theoretischen Mittelspannung $\sigma_m = 0$ MPa bei einem Lastverhältnis von $R = -1$ ab. In Abbildung 5.6 (a) sind die zeitlichen Auswertungspunkte schematisch abgebildet.

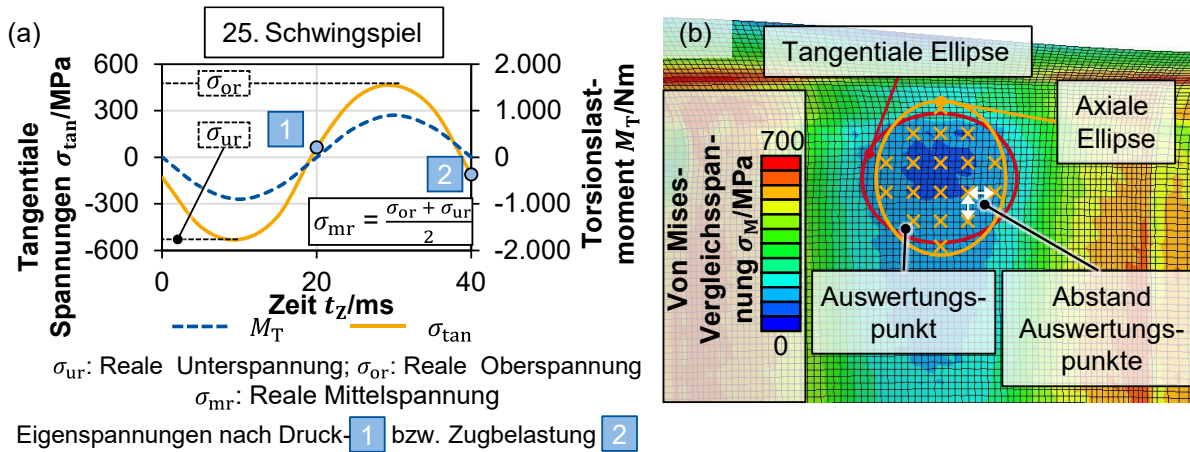


Abbildung 5.6: Zeitliche (a) und örtliche (b) Strategie zur Auswertung der Simulationen

Time-based (a) and location-based (b) strategy for evaluating the simulations

Bei der örtlichen Komponente wurde zwischen der Auswertung zur Validierung des Simulationsmodells sowie der Auswertung zur Beurteilung der Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen der Belastung und der resultierenden betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen unterschieden. Der Grund für die Unterscheidung liegt in der experimentellen Messung der Eigenspannungen und der erwarteten Eigenspannungsverteilung. Bei der experimentell angewendeten XRD-Methode zur Messung der Eigenspannungen werden die Eigenspannungen über ein Volumenelement gemittelt. Das Volumenelement verfügte über eine gemittelte Tiefe von $t_{\text{XRD}} = 4,7 \mu\text{m}$ und einer elliptischen Fläche auf der Oberfläche der Messstelle. Die elliptische Fläche resultiert aus dem verwendeten Blendendurchmesser $d_{\text{Blende}} = 1 \text{ mm}$ und dem gemittelten Bragg-Winkel $\bar{\vartheta} = 60^\circ$. Die Länge der großen Halbachse der elliptischen Fläche entspricht $a_{\text{el}} = 0,577 \text{ mm}$ und der kleinen Halbachse $b_{\text{el}} = 0,5 \text{ mm}$. Die Ausrichtung der Ellipse ist abhängig von den gemessenen Eigenspannungen. Die lange Halbachse wurde entlang der zu messenden Richtung der Eigenspannungen ausgerichtet (vgl. Abbildung 5.6 (b)). Unter Berücksichtigung der Größe der elliptischen Fläche und der großen Elementgröße von $d_{\text{Ef}} = 0,05 \text{ mm}$ im Vergleich zur gemittelten Tiefe bei den XRD-Messungen von $t_{\text{XRD}} = 4,7 \mu\text{m}$ wurde die Tiefe t_{XRD} des Volumenelements bei der Auswertung der Simulation als vernachlässigbar betrachtet. Zur Mittelung der Eigenspannungen über die elliptische Fläche wurden einzelne Auswertungspunkte gleichmäßig verteilt ausgewertet. Anschließend wurden die Eigenspannungen gemittelt. Der Abstand der einzelnen Auswertungspunkte betrug $s_{\text{AP}} = 0,2 \text{ mm}$. Das Vorgehen wurde zur Ermittlung des Tiefenverlaufs der Eigenspannungen entsprechend wiederholt. Die beschriebene Auswertungsmethode weist den Nachteil auf, dass die Eigenspannungen über einen großen Bereich gemittelt werden. Der Mittelungsprozess führt zu einer nur bedingten Abbildung lokaler Eigenspannungen, da durch die Glättung kleinräumige Spannungsspitzen reduziert werden und somit die Genauigkeit in der Erfassung von lokalen Spannungsverteilungen eingeschränkt ist. Jedoch ist davon auszugehen, dass in Bezug auf die Schwingfestigkeit die Rissinitiierung in den Bereichen der höchsten überlagerten Zuglast- und Eigenspannungen erfolgt [ANDE17]. Entsprechend sind für die Bewertung des Einflusses der Eigenspannungen auf die

Schwingfestigkeit die lokalen Eigenspannungen entscheidend. Daraus resultierend wurden bei der Auswertung des Einflusses der Prozessparameter Festwalzdruck und Vorschub auf die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen ein alternatives Vorgehen verfolgt. Die Eigenspannungen wurden in diesem Fall im Bereich der maximalen Lastspannungen ausgewertet. Um numerische Instabilitäten zu minimieren, wurden dabei neun Einzelauswertungen gemittelt. Die Einzelauswertungen wurden mit einem Abstand entsprechend der Elementgröße von $d_{\text{Ef}} = 0,05 \text{ mm}$ positioniert.

Validierung der lastbedingten Dehnung

Die Validierung des Simulationsmodells wurde in zwei Schritten durchgeführt. Zunächst wurde anhand von experimentellen Dehnungsmessungen die resultierende Dehnung infolge der Torsionsbelastung validiert. Anschließend wurde die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen anhand der experimentellen Untersuchungen, beschrieben in Kapitel 5.1, validiert.

In Abbildung 5.7 (a) ist der Messstellenplan der Dehnungsmessungen für die experimentelle Validierung der Dehnung infolge der Torsionsbelastung abgebildet. Die Dehnungsmessungen wurden mit Dehnungsmessstreifen (DMS) durchgeführt. Dabei wurden drei Einzel-DMS sowie zwei DMS-Rosetten verwendet. Die Einzel-DMS wurden mit einem Abstand von $d_{\text{DMS}} = 10 \text{ mm}$ von der Querbohrungsachse positioniert. DMS1 wurde entlang der Wellenachse, DMS2 im 45° -Winkel zur Wellenachse und DMS3 im 90° -Winkel zur Wellenachse appliziert (vgl. Abbildung 5.7 (a)). Die DMS-Rosetten wurden in einem Abstand von $d_{\text{DMS}} = 30 \text{ mm}$ von der Querbohrungsachse appliziert. Die erste DMS-Rosette (DMS R1) wurde parallel zur Querbohrungsachse und die zweite DMS-Rosette (DMS R2) im 90° -Winkel dazu mit der Wellenachse als Bezugsachse positioniert. Entsprechend Abbildung 5.1 wurde die mit DMS bestückte Analogieprobe im Torsionsprüfstand mit einem Torsionslastmoment von $M_T = 500 \text{ Nm}$ bei einer Prüffrequenz von $f_p = 25 \text{ Hz}$ belastet. Die resultierende elektrische Spannung der DMS wurde mit einem Messdatensystem vom Typ MGCPLUS der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik abgegriffen und anschließend in Dehnungen überführt. Die Ergebnisse der Dehnungsmessungen sind in Abbildung 5.7 (b) den simulativ bestimmten Dehnungen gegenübergestellt. Eine mögliche Erklärung für die leichten Abweichungen der experimentellen von den simulativen Dehnungen insbesondere bei DMS3 bietet eine Abweichung in der genauen Positionierung der DMS.

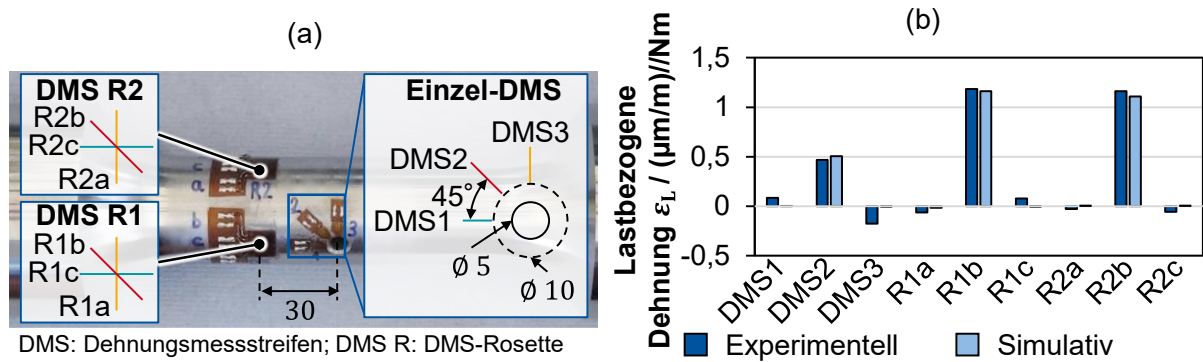


Abbildung 5.7: Messstellenplan der experimentellen Dehnungsanalyse (a) und Vergleich der experimentell und simulativ bestimmten Dehnungen (b)

Measuring plan of the experimental strain analysis (a) and comparison of experimental and simulative determined strains (b)

Validierung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen

Die Validierung anhand des Vergleichs der simulierten und experimentell ermittelten umgelagerten Eigenspannungen ist in Abbildung 5.8 dargestellt. Dabei sind jeweils die tangentialen und axialen Eigenspannungen der festgewalzten Varianten DR1 und DR2 nach einer Torsionsbelastung mit einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$ und $M_T = 900 \text{ Nm}$ gezeigt. Im Vergleich der simulativen Ergebnisse mit den experimentellen Ergebnissen sind insbesondere bei den axialen Eigenspannungen deutliche Abweichungen erkennbar. Bei der Variante DR2 unterscheiden sich die simulativen und experimentellen axialen Eigenspannungen bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$ um bis zu $\Delta\sigma_{\text{ES,ax}} = 394 \text{ MPa}$ und bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 900 \text{ Nm}$ um bis zu $\Delta\sigma_{\text{ES,ax}} = 451 \text{ MPa}$. Bei den tangentialen Eigenspannungen sind die Abweichungen weniger stark ausgeprägt. Die maximale Abweichung entspricht bei der Variante DR2 nach einem Torsionslastmoment ca. $\Delta\sigma_{\text{ES,tan}} = 110 \text{ MPa}$. Eine mögliche Erklärung für die ausgeprägten Abweichungen der simulativen und experimentellen Ergebnisse bietet die Messmethode sowie die Eigenspannungsverteilung nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen. Bei der in Kapitel 5.1 angewendeten XRD-Methode zur Messung der Eigenspannungen wurde die Analogieprobe händisch positioniert und ausgerichtet. Entsprechend ist davon auszugehen, dass verstärkte Abweichungen ($\sim 1\text{--}1,5 \text{ mm}$) von der Messstelle auftreten können. Weiterhin ist entscheidend, dass die Messstelle für alle Tiefen variiert. Dies ist auf das elektrochemische Ätzen zurückzuführen, wofür die Analogieprobe jeweils aus dem XRD-Messgerät entfernt wurde und entsprechend im Anschluss neu positioniert wurde. Dabei wurde durch das Ätzen die charakteristische Kante der Fase abgetragen, wodurch die Positionierung der Analogieprobe im XRD-Messgerät weiter erschwerte. Weiterhin wurde von einer inhomogenen Eigenspannungsverteilung nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen ausgegangen. Dies ist zurückzuführen auf die auftretenden Lastspannungen bei der Torsionsbelastung (vgl. Abbildung 4.1 (b)). Die Lastspannungen treten insbesondere in tangentialer Richtung auf. Die tangentialen Lastspannungen weisen über den Umfang der Querbohrung abwechselnd Zug- und Drucklastspannungsbereiche auf. Bei einer Umkehr der

Unter Berücksichtigung des Zentralpunktes wurden somit jeweils für die einzelnen Positioniergenauigkeiten sechs Auswertungsstellen berücksichtigt. Die resultierenden Eigenspannungsbereiche sind in Abbildung 5.8 in dunkelgrau (Positioniergenauigkeit von $\varepsilon_{\text{pos}} = 1 \text{ mm}$) und hellgrau (Positioniergenauigkeit von $\varepsilon_{\text{pos}} = 1,5 \text{ mm}$) dargestellt. Die Eigenspannungsbereiche unterscheiden sich abhängig von der Richtung (tangential, axial) und der Torsionsbelastung sowohl quantitativ als auch qualitativ. In tangentialer Richtung sind die Eigenspannungsbereiche verglichen mit der axialen Richtung kleiner. Lediglich bei den axialen Eigenspannungen bei einer Torsionsbelastung von $M_T = 900 \text{ Nm}$ ist eine deutliche Unterscheidung der zwei Eigenspannungsbereiche erkennbar. Unter Berücksichtigung der erweiterten simulativen Eigenspannungsauswertung besteht eine valide Übereinstimmung der simulativen und experimentellen Eigenspannungen. Lediglich die axialen Eigenspannungen bei der Variante DR1 und dem Torsionslastmoment von $M_T = 900 \text{ Nm}$ unterscheiden sich ab einer Tiefe von $t = 0,15 \text{ mm}$. Dabei besteht die Möglichkeit, dass in diesem Fall die Messung im Bereich der Fase erfolgte, in dem eine geringere mechanische Belastung vorliegt und infolgedessen eine geringere Umlagerung der Druckeigenspannungen stattgefunden hat (vgl. Abbildung 5.6 (b)). Dabei sind die simulativ bestimmten Druckeigenspannungen geringer als die experimentellen. Bei der Schwingfestigkeitsbeurteilung wirken sich höhere stabile Druckeigenspannungen positiv aus. Entsprechend sind die simulativen Ergebnisse bezogen auf die Schwingfestigkeit als konservativere Abschätzung zu bewerten. Das Simulationsmodell wird im Rahmen dieser Arbeit unter Berücksichtigung der Positioniergenauigkeit als valide bewertet und erlaubt die Nutzung zur umfangreichen Beurteilung der Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern Festwalzdruck, Vorschub und Torsionslastmoment.

Betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen unter schwingender Torsionsbelastung

Infolge der schwingenden Belastung wird lokal die Fließspannung überschritten, wodurch die zuvor mittels Festwalzen eingebrachten Eigenspannungen umgelagert werden. Abbildung 5.9 zeigt die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen exemplarisch anhand der von Mises-Vergleichsspannung einer Analogieprobe, festgewalzt mit einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 400 \text{ bar}$ und einem Vorschub von $f_{\text{DR}} = 0,05 \text{ mm}$ nach einer Torsionsbelastung mit einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$. Vor der Belastung liegen die Eigenspannungen in der Querbohrung weitestgehend homogen vor (vgl. Abbildung 5.9 (a)). Die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen ist hingegen ortsabhängig, wobei in Bereichen hoher Lastspannungen (vgl. Abbildung 4.1 (b)) die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen stärker ausgeprägt ist als in Bereichen geringerer auftretender Lastspannungen (vgl. Abbildung 5.9 (b)). Dies ist auf das lokale Überschreiten der Fließspannung und das damit einhergehende plastische Fließen zurückzuführen, wodurch eine Umlagerung der Eigenspannungen bewirkt wird (vgl. Kapitel 2.2).

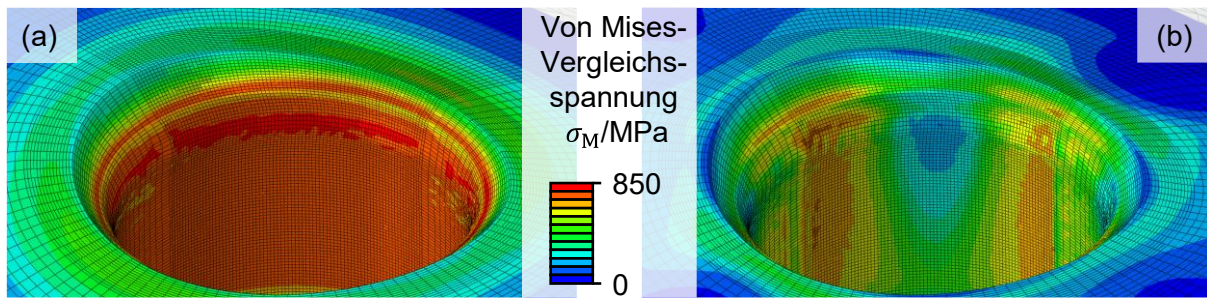


Abbildung 5.9: Gegenüberstellung der Eigenspannungsverteilung vor (a) und nach (b) der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen

Comparison of the residual stress distribution before and after the load-induced redistribution of residual stresses

Neben der Ortsabhängigkeit der Eigenspannungen wurde zudem eine Zeitabhängigkeit festgestellt. Die Zeitabhängigkeit bezieht sich dabei auf die Zeit innerhalb eines Schwingspiels. Schwingspielübergreifend wurde hingegen keine Abhängigkeit festgestellt, wobei dies auf die vollständige betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen zurückzuführen ist (vgl. Abbildung 5.5 (b)). Die Zeitabhängigkeit innerhalb eines Schwingspiels wurde auf ein lokales plastisches Fließen bei den maximal auftretenden Lastspannungen zurückgeführt. Abbildung 5.10 zeigt den zeitlichen Verlauf der überlagerten Last- und Eigenspannungen in tangentialer und axialer Richtung an der Oberfläche des höchstbelasteten Bereichs (vgl. Abbildung 4.1 (b)) über das 25. Schwingspiel. Dabei wird der Spannungsverlauf einer festgewalzten Analogieprobe sowie einer ohne initiale Eigenspannungen abgebildet. Die initialen Eigenspannungen der festgewalzten Analogieprobe wurden mit einem Festwalzdruck von $p_{DR} = 400$ bar und einem Vorschub von $f_{DR} = 0,05$ mm eingebracht. Neben den Spannungen sind zusätzlich jeweils die plastischen Dehnungen in tangentialer bzw. axialer Richtung gezeigt. In Abbildung 5.10 (a) sind die tangentialen und in Abbildung 5.10 (b) die axialen Spannungen und Dehnungen bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600$ Nm dargestellt. Der Spannungsverlauf ohne initiale Eigenspannungen weist die erwartete Sinuskurve (entsprechend der Lastaufbringung) mit einer Mittelspannung von $\sigma_m = 0$ MPa und einer Spannungsamplitude von $\sigma_{a,tan} = 355,5$ MPa in tangentialer Richtung und $\sigma_{a,ax} = 54,4$ MPa in axialer Richtung auf. Eine leichte Abweichung der Sinuskurve ist anhand der Eigenspannungen zu den Zeitpunkten ($t_{Z,1} = 0$ ms, $t_{Z,2} = 20$ ms und $t_{Z,3} = 40$ ms), bei denen die Lastspannungen $\sigma_s = 0$ MPa entsprechen, erkennbar. Dabei liegen nach der Zugbelastung bei $t_{Z,1} = 0$ ms und $t_{Z,3} = 40$ ms Druckeigenspannungen und nach der Druckbelastung bei $t_{Z,2} = 20$ ms Zugeigenspannungen vor. Diese Eigenspannungen sind auf die plastischen Dehnungen während der Belastung zurückzuführen. Die plastische Dehnung in tangentialer Richtung weist zwei Plateaus auf. Das eine Plateau ist im negativen Dehnungsbereich und das andere im positiven Dehnungsbereich. Das Aufbringen von Druckspannungen führt zu einer Stauchung des Werkstoffs, wodurch das positive Dehnungsplateau in das negative Dehnungsplateau übergeht. Durch die folgende Zugbelastung wird der Werkstoff entsprechend gestreckt und der Wechsel ist umgekehrt.

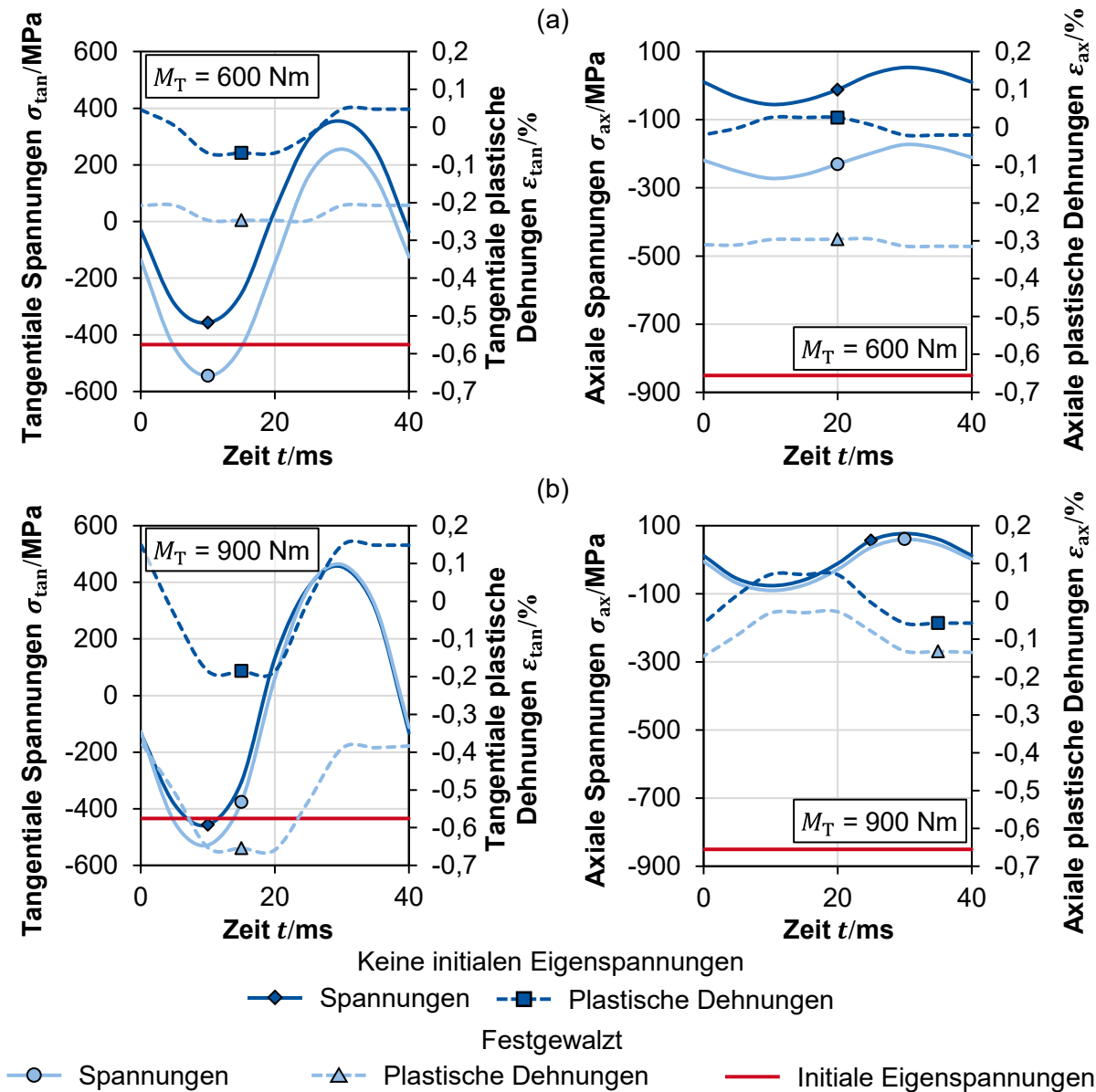


Abbildung 5.10: Spannungen und -dehnungen im höchstbelasteten Bereich an der Oberfläche in tangentialer und axialer Richtung bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$ (a) und $M_T = 900 \text{ Nm}$ (b), jeweils mit und ohne Berücksichtigung initialer Eigenspannungen

Stresses and strains in the highest loaded area at the surface in tangential and axial direction at a torsional moment of $M_T = 600 \text{ Nm}$ (a) and $M_T = 900 \text{ Nm}$ (b), in each case with and without consideration of initial residual stresses

Für die Dehnungen in axialer Richtung sind auch die zwei Dehnungsplateaus erkennbar, jedoch ist die Reihenfolge umgekehrt. Bei axialen Druckspannungen resultiert eine Streckung und bei axialen Zugspannungen eine Stauchung. Eine mögliche Erklärung bietet die Dehnung und Spannungen in tangentialer Richtung in Kombination mit der Volumenkonstanz des Werkstoffs. Infolge der hohen Spannungen in tangentialer Richtung wird der Werkstoff tangential gestaucht bzw. gestreckt. Aufgrund der Volumenkonstanz resultiert daraus eine Dehnung in axialer sowie radialer Richtung. Zur Veranschaulichung sind in Abbildung 5.11 (a) die tangentialen, axialen und radialen

plastischen Dehnungen über dem 25. Schwingspiels bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$ gegenübergestellt. Infolge der Volumenkonstanz entspricht die akkumulierte plastische Dehnung $\varepsilon_{\text{accu}} = 0$.

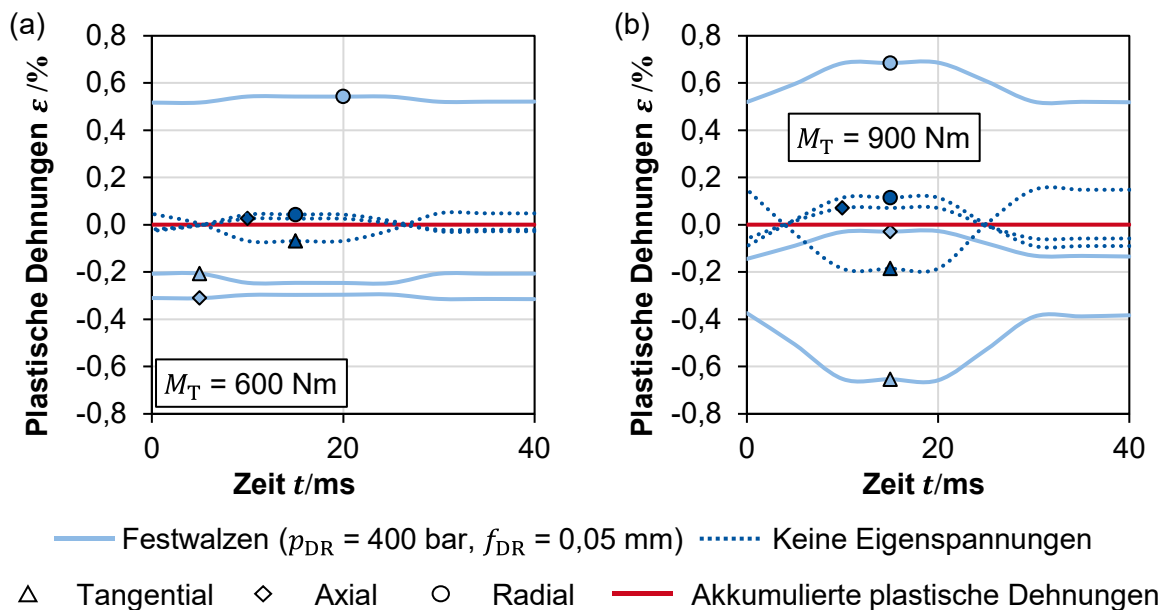


Abbildung 5.11: Vergleich der plastischen Dehnungen in tangentialer, axialer und radialer Richtung mit und ohne initiale Eigenspannungen bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$ (a) und $M_T = 900 \text{ Nm}$ (b)

Comparison of the plastic strains in the tangential, axial and radial direction with and without initial residual stresses at a torsional moment of $M_T = 600 \text{ Nm}$ (a) and $M_T = 900 \text{ Nm}$ (b)

Infolge der mittels Festwalzens eingebrachten Eigenspannungen wird der Spannungsverlauf bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$ in Richtung Druckspannungen verschoben (vgl. Abbildung 5.10 (a) und (b)). Die Mittelspannungen liegen dabei bei $\sigma_{\text{m,tan}} = -144,3 \text{ MPa}$ in tangentialer Richtung und $\sigma_{\text{m,ax}} = -222,5 \text{ MPa}$ in axialer Richtung. Die Spannungsamplitude entspricht $\sigma_{\text{a,tan}} = 400,4 \text{ MPa}$ in tangentialer Richtung und $\sigma_{\text{a,ax}} = 49,5 \text{ MPa}$ in axialer Richtung. Dabei ist die Spannungsdifferenz der festgewalzten Analogieprobe gegenüber der Analogieprobe ohne initiale Eigenspannungen in axialer Richtung nahezu konstant, während die Spannungsdifferenz in tangentialer Richtung bei Druckbelastung größer ist als bei Zugbelastung. Eine mögliche Erklärung bietet die Kaltverfestigung, wodurch eine höhere Fließspannung resultiert [BÄKE24]. Bei Betrachtung der plastischen Dehnungen sind wiederum die zwei Dehnungsplateaus erkennbar, die auch bei der Variante ohne initiale Eigenspannungen zu sehen sind. Jedoch ist der Unterschied der beiden Dehnungsplateaus sowohl tangential als auch axial deutlich geringer. Zurückzuführen ist dies auf die eingebrachten Druckeigenspannungen, wodurch geringere Zugspannungen auftreten und somit der Werkstoff weniger fließt. Dabei sind die Eigenspannungen in einem größeren Einflussbereich nicht zu vernachlässigen, da diese einen stützenden Effekt aufweisen und somit die auftretenden Zugspannungen und Dehnungen im kritischen Bereich reduzieren. Zusätzlich sind die tangentialen und axialen Dehnungen in den negativen

Dehnungsbereich verschoben. Infolge der Volumenkonstanz resultiert in radialer Richtung eine Streckung (vgl. Abbildung 5.11). Dabei ist die Verschiebung auf die hohen Druckeigenspannungen nach dem Festwalzen zurückzuführen. Infolge der überlagerten Druckeigenspannungen und Drucklastspannungen resultiert das lokale Fließen des Werkstoffs und somit eine Stauchung in tangentialer und axialer Richtung sowie entsprechend eine Streckung in radialer Richtung. Die Stauchung in axialer Richtung ist stärker ausgeprägt als in tangentialer Richtung. Eine mögliche Erklärung sind die höheren Druckeigenspannungen nach dem Festwalzen in axialer Richtung. Nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen liegen in tangentialer Richtung $\bar{\sigma}_{\text{ES,tan}} = -134 \text{ MPa}$ (gemittelt über $\sigma_{\text{ES,tan,t}} = 0 \text{ ms}$, $\sigma_{\text{ES,tan,t}} = 20 \text{ ms}$ und $\sigma_{\text{ES,tan,t}} = 40 \text{ ms}$) und entsprechend in axialer Richtung $\bar{\sigma}_{\text{ES,ax}} = -219 \text{ MPa}$ Druckeigenspannungen vor. Somit wurden in tangentialer Richtung $\Delta\sigma_{\text{ES,tan}} = 300 \text{ MPa}$ und in axialer Richtung $\Delta\sigma_{\text{ES,ax}} = 631 \text{ MPa}$ umgelagert.

Für eine Belastung von $M_T = 900 \text{ Nm}$ sind die tangentialen Spannungen und plastischen Dehnungen in Abbildung 5.10 (a) und in axialer Richtung in Abbildung 5.10 (b) dargestellt. Der Spannungs- und Dehnungsverlauf ohne initiale Eigenspannungen sowohl in tangentialer als auch in axialer Richtung sind qualitativ vergleichbar mit den Verläufen bei einer Belastung von $M_T = 600 \text{ Nm}$. Die Mittelspannungen sowie mittlere Dehnungen sind unverändert. Infolge der höheren Belastung resultieren jedoch höhere Spannungs- und Dehnungsamplituden. Zusätzlich ist bei der höheren Belastung ein deutlicher Unterschied zwischen der plastischen Dehnung in radialer und axialer Richtung erkennbar, der bei der niedrigen Belastung lediglich gering ausfällt (vgl. Abbildung 5.11 (a) und (b)). Eine mögliche Erklärung geben die Spannungen sowie die Ursache der plastischen Dehnung in axialer und radialer Richtung. Die plastische Dehnung in axialer und radialer Richtung resultiert aus der plastischen Dehnung in tangentialer Richtung infolge der Belastung. Unter Vernachlässigung von wirkenden Spannungen wird davon ausgegangen, dass die plastische Dehnung in axialer und radialer Richtung identisch ist. Lediglich in axialer Richtung wird die Dehnung durch eine Spannung beeinflusst. Dabei sind die Spannungen der Richtung der plastischen Dehnung entgegengesetzt, wodurch das plastische Fließen behindert wird. Entsprechend sind die plastischen Dehnungen in axialer Richtung geringer als in radialer Richtung.

Zur Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter beim Festwalzen auf die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen unter Berücksichtigung etwaiger Nichtlinearitäten wurden GPR-Modelle genutzt. Die GPR-Modelle wurden anhand von FE-Simulationen trainiert. Aufgrund der geringen Antwortzeit ermöglichen GPR-Modelle eine umfangreiche Untersuchung der Ursache-Wirkungszusammenhänge, wohingegen FE-Modelle aufgrund der hohen Berechnungszeit bei Nichtlinearitäten begrenzt geeignet sind. Das Vorgehen zur Erstellung der GPR-Modelle entsprach dabei dem in Kapitel 4 beschriebenen Vorgehen. Zur Validierung der GPR-Modelle dienten die Eigenspannungen der Varianten DR1 sowie DR2 nach einer Torsionsbelastung von $M_T = \{600, 700, 800, 900\} \text{ Nm}$. Bei den Eigenspannungen wurden entsprechend Abbildung 5.6 (a) die Eigenspannungen nach der Druckbelastung $\sigma_{\text{ES},1}$, nach der

Zugbelastung $\sigma_{ES,2}$ sowie aus der Differenz der Ober- und Unterspannungen $\sigma_{ES,m}$ berücksichtigt. Die Ergebnisse der Varianten DR1 und DR2 dienen den GPR-Modellen dabei nicht als Trainingsdaten. In Abbildung 5.12 sind die Ergebnisse der GPR-Modelle und der FE-Modelle sowohl für die tangentialen als auch für die axialen Eigenspannungen gegenübergestellt.

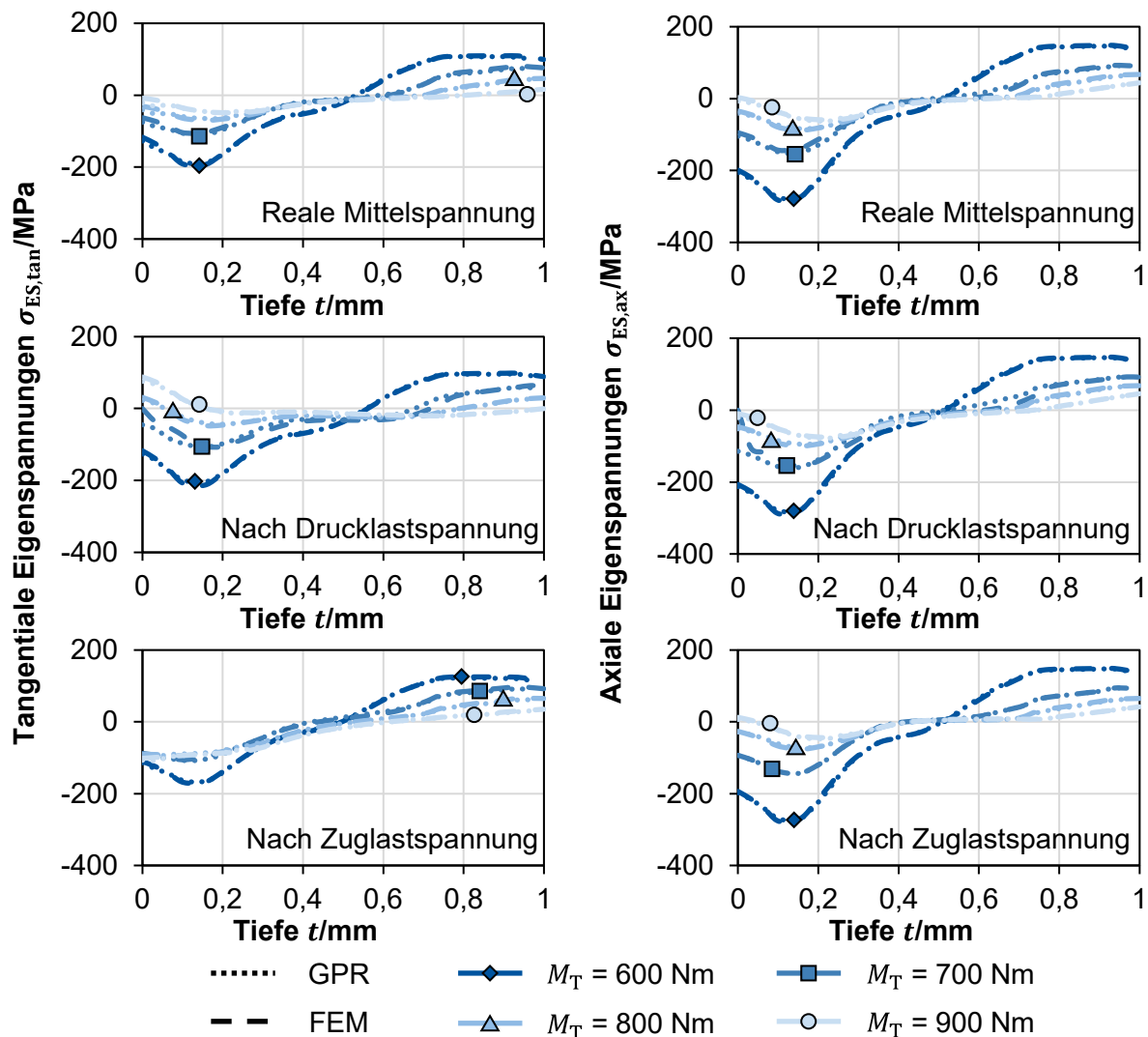


Abbildung 5.12: Validierung der GPR-Modelle zur Vorhersage der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen

Validation of the GPR models predicting the load-induced redistribution of the residual stresses

Die Abweichungen der GPR-Modelle von den FEM-Modellen sind mit einer mittleren Abweichung von unter $\Delta\sigma_{ES} < 10$ MPa gering. Entsprechend wurden die GPR-Modelle im Folgenden zur Beurteilung der Ursache-Wirkungszusammenhänge zwischen den Prozessparametern beim Festwalzen, dem Torsionslastmoment und der resultierenden Eigenspannungen verwendet.

Der Einfluss der Prozessparameter beim Festwalzen sowie das Torsionslastmoment bei der schwingenden Torsionsbelastung auf die Eigenspannungen werden anhand der maximalen Druckeigenspannungen sowie der Eigenspannungen an der Querbohrungsoberfläche charakterisiert. Die Eigenspannungen an der

Querböhrungsoberfläche wurde berücksichtigt, da in diesem Bereich die höchsten Lastspannungen auftreten und entsprechend die größte betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen sowie die Rissbildung zu erwarten ist.

Einfluss des Torsionslastmoments auf die Umlagerung der Eigenspannungen

In den Abbildungen 5.13 bis 5.15 ist der Einfluss des Torsionslastmoments auf die betriebslastbedingte Umlagerung der tangentialen und axialen Eigenspannungen dargestellt. Dabei wurden jeweils die Eckpunkte des in Kapitel 4.2 aufgestellten Parameterraums (Festwalzdruck $p_{DR} = \{50 - 400\}$ bar und Vorschub $f_{DR} = \{0,05 - 0,2\}$ mm) für Torsionslastmomente von $M_T = \{600 - 900\}$ Nm abgebildet. Abbildung 5.13 zeigt die Eigenspannungen nach der Druckbelastung (vgl. Abbildung 5.6 (a)).

Die maximalen Druckeigenspannungen in tangentialer und axialer Richtung sind in Abbildung 5.13 (a) dargestellt. Sowohl in tangentialer als auch in axialer Richtung sind die maximalen Druckeigenspannungen bei einem Festwalzdruck von $p_{DR} = 50$ bar unabhängig vom Vorschub konstant niedrig. Eine mögliche Erklärung bietet der geringe Nulldurchgang des Eigenspannungstiefenverlaufs nach dem Festwalzen (vgl. Abbildung 4.26). Entsprechend ist eine geringere Tiefe der plastischen Deformation bei der schwingenden Belastung ausreichend, um die Eigenspannungen weitestgehend vollständig umzulagern. Weiterhin ist davon auszugehen, dass der Stützeffekt der umliegenden Druckeigenspannungen in diesem Fall geringer ist als bei den eingebrachten Eigenspannungen mit einem Festwalzdruck von $p_{DR} = 400$ bar. Außerdem ergibt sich ein kleinerer Bereich der Kaltverfestigung, wodurch die Fließspannung in einem kleineren Bereich erhöht wird und somit der Werkstoff bei geringeren Spannungen fließt und die Eigenspannungen umlagert. Bei einem Festwalzdruck von $p_{DR} = 400$ bar hat der Vorschub f_{DR} einen signifikanten Einfluss auf das betriebslastbedingte Umlagerungsverhalten der Eigenspannungen, bedingt durch die Erhöhung der Druckeigenspannungen infolge des Festwalzens. In tangentialer Richtung nähern sich die Spannungsverläufe zunehmend denen an, die bei einem Festwalzdruck von $p_{DR} = 50$ bar beobachtet werden. In axialer Richtung ist ein vergleichbarer Einfluss des Vorschubs auf die Verläufe erkennbar. Dabei bleiben jedoch höhere Druckeigenspannungen vorhanden. Eine mögliche Erklärung ist die gesteigerte Kaltverfestigung infolge der plastischen Umformung beim Festwalzen.

Die axialen Eigenspannungen an der Querböhrungsoberfläche weisen ein vergleichbares Verhalten wie die maximalen Druckeigenspannungen auf (vgl. Abbildung 5.13 (b)). Die tangentialen Eigenspannungen an der Querböhrungsoberfläche unterscheiden sich hingegen von den maximalen Druckeigenspannungen. Die tangentialen Eigenspannungen an der Querböhrungsoberfläche zeigen einen nahezu linear ansteigenden Verlauf. Mit zunehmender plastischer Umformung beim Festwalzen nehmen die Eigenspannungen zu. Hohe Torsionslastmomente führen dabei zu Zugeigenspannungen in allen untersuchten Verläufen.

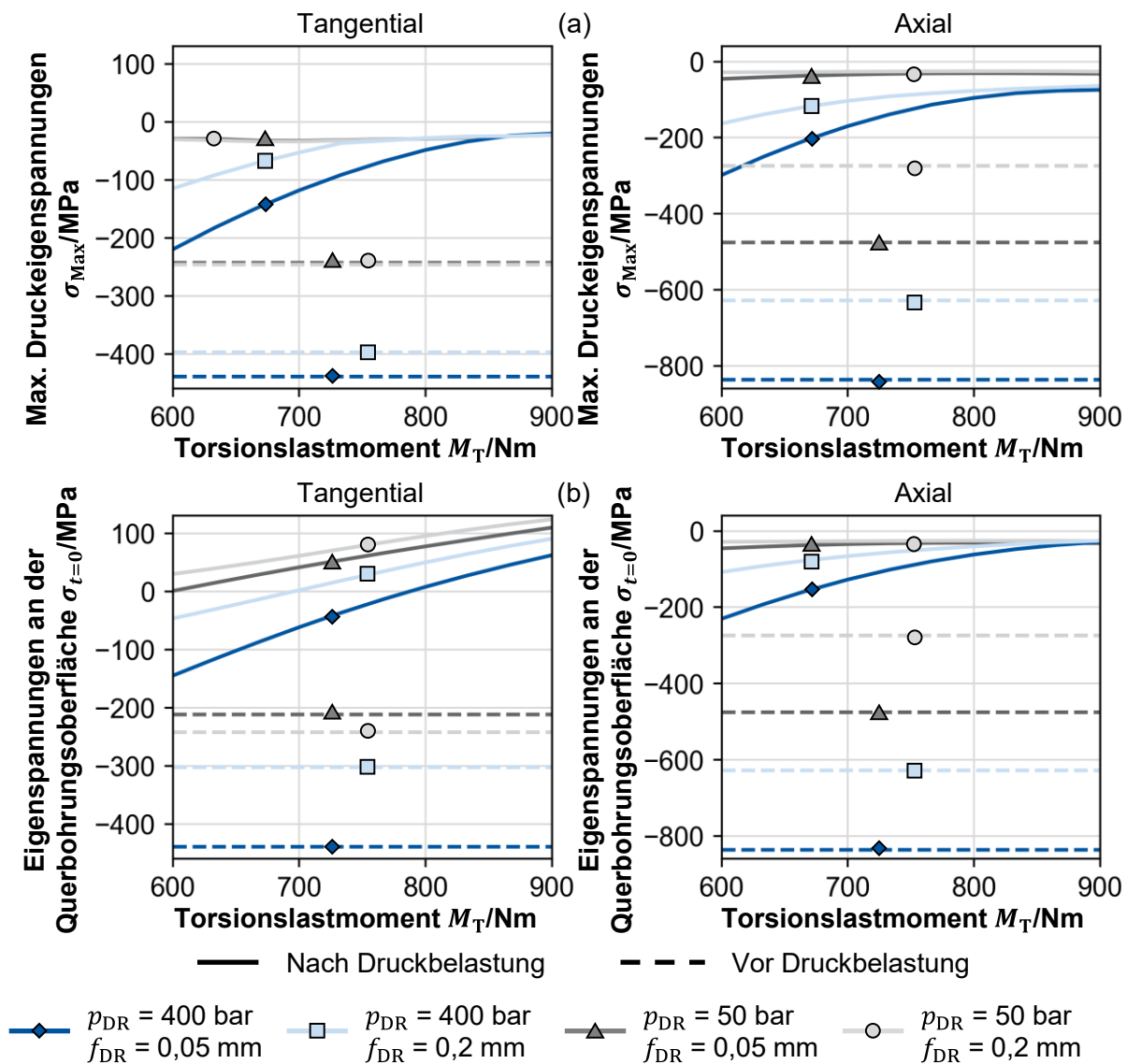


Abbildung 5.13: Maximale axiale und tangentiale Eigenspannungen (a) sowie an der Querbohrungsoberfläche (b) nach der Druckbelastung (vgl. Abbildung 5.6 (a)) nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen

Maximum axial and tangential residual stresses (a) and on the cross bore surface (b) after the compressive loading (see Figure 5.6 (a)) after the load-induced redistribution of the residual stresses

In Abbildung 5.14 sind die Eigenspannungen bestimmt nach der Zugbelastung (vgl. Abbildung 5.6 (a)) aufgezeigt. Sowohl die maximalen axialen Druckeigenspannungen (vgl. Abbildung 5.14 (a)) als auch die axialen Eigenspannungen an der Querbohrungsoberfläche (vgl. Abbildung 5.14 (b)) weisen einen vergleichbaren Verlauf im Vergleich zu den nach der Druckbelastung bestimmten Eigenspannungen auf (vgl. Abbildung 5.13). In tangentialer Richtung weisen die maximalen Druckeigenspannungen und die Eigenspannungen an der Querbohrungsoberfläche einen qualitativ vergleichbaren Verlauf auf.

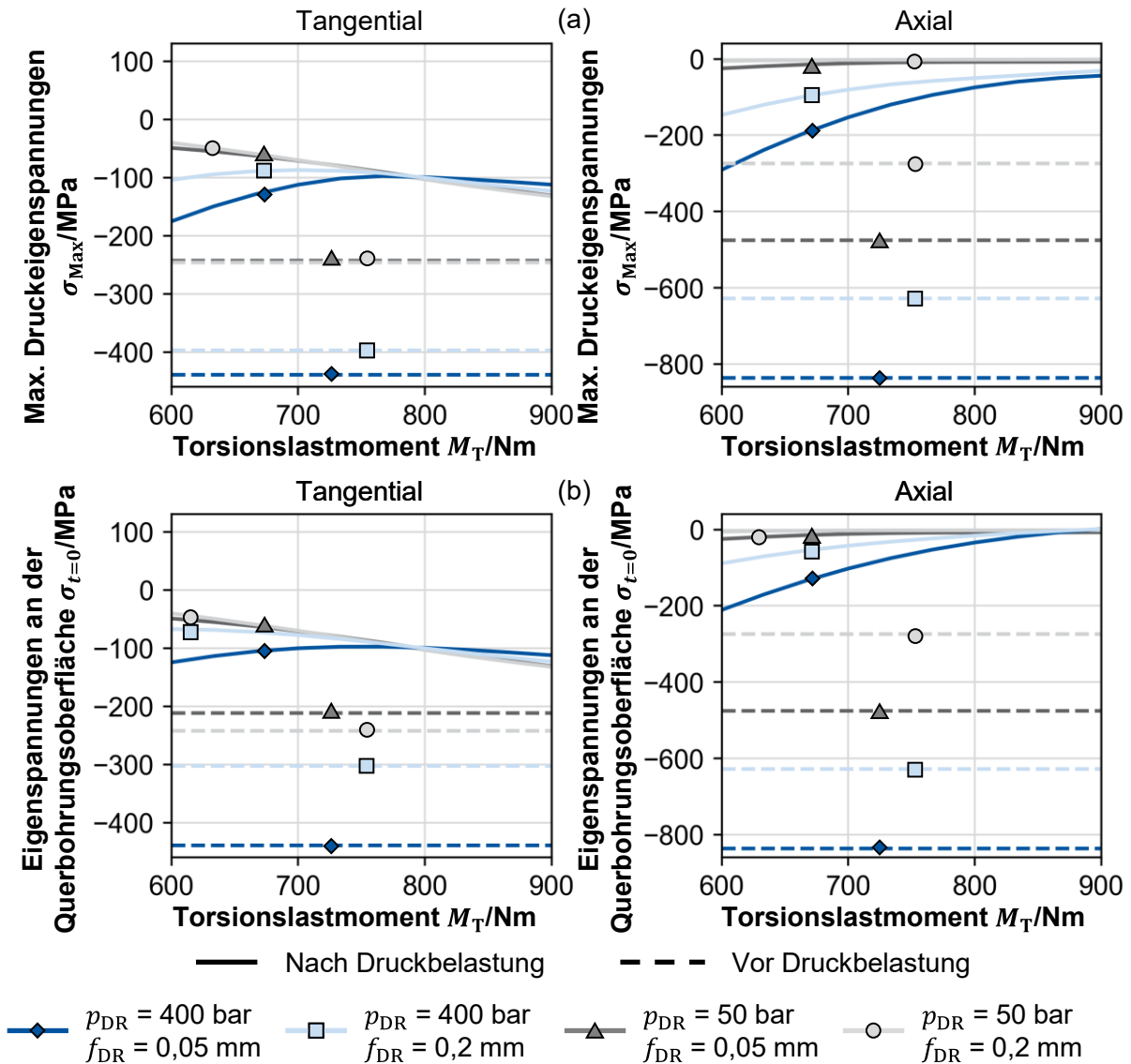


Abbildung 5.14: Maximale axiale und tangentiale Eigenspannungen (a) sowie an der Querbohrungsoberfläche (b) nach der Zugbelastung (vgl. Abbildung 5.6 (a)) nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen

Maximum axial and tangential residual stresses (a) and on the cross bore surface (b) after the tensile load (see Figure 5.6 (a)) after the load-induced redistribution of the residual stresses

Im Vergleich zu den Eigenspannungen bestimmt nach der Druckbelastung (vgl. Abbildung 5.13) sind insbesondere für höhere Torsionslastmomente Unterschiede erkennbar. Nach der Zugbelastung mit hohem Torsionslastmoment resultieren gesteigerte Druckeigenspannungen, wohingegen nach der Druckbelastung Zugeigenspannungen infolge der plastischen Umformung bei der Torsionsbelastung vorliegen. Der Einfluss der durch das Festwalzen eingebrachten Druckeigenspannungen hat bei hohen Torsionslastmomenten nur einen geringen Einfluss auf die umgelagerten Eigenspannungen. Bezogen auf die Schwingfestigkeit führen hohe Druckeigenspannungen tendenziell zu einer Erhöhung, während Zugeigenspannungen zu einer Verringerung der Schwingfestigkeit führen. Somit entsprechen die Druckeigenspannungen einer eher

Eigenspannungsverläufe einen qualitativ ähnlichen Verlauf auf. Mit steigendem Torsionslastmoment liegen geringere Druckeigenspannungen vor. Bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 900$ Nm sind für alle dargestellten Festwalzkonfigurationen kaum noch Druckeigenspannungen vorhanden.

Einfluss des Festwalzdrucks und des Vorschubs auf die Umlagerung der Eigenspannungen

Der Einfluss der Festwalzparameter Festwalzdruck p_{DR} und Vorschub f_{DR} auf die umgelagerten Eigenspannungen ist für die Torsionslastmomente $M_T = 600$ Nm in Abbildung 5.16 und $M_T = 750$ Nm in Abbildung 5.17 dargestellt. Dabei wurden lediglich die tangentialen Eigenspannungen anhand der Differenz der Ober- und Unterspannungen bestimmt, da davon ausgegangen wird, dass infolge der hauptsächlich vorliegenden tangentialen Lastspannungen insbesondere die tangentialen Eigenspannungen die Schwingfestigkeit beeinflussen [GÖRT23].

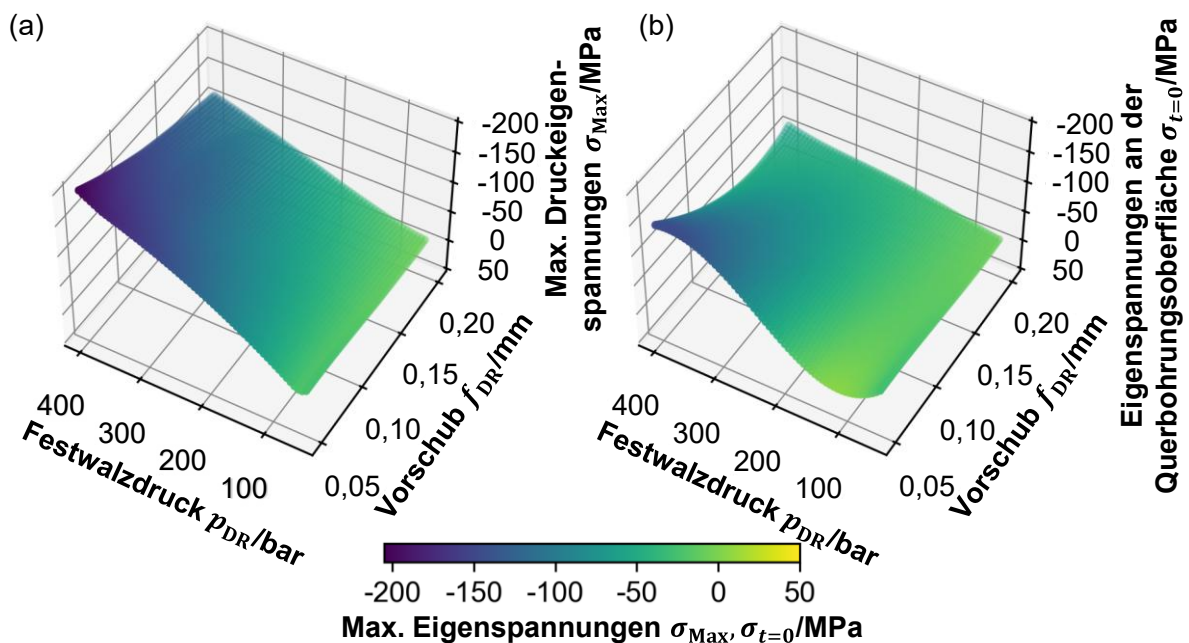


Abbildung 5.16: Einfluss der Prozessparameter Festwalzdruck und Vorschub auf die resultierenden maximalen Druckeigenspannungen (a) und Eigenspannungen an der Querbohrungsoberfläche (b) nach einer schwingenden Torsionsbelastung von $M_T = 600$ Nm

Influence of the process parameters deep rolling pressure and feed rate on the resulting maximum residual compressive stresses (a) and residual stresses at the bore surface (b) after cyclic torsional loading of $M_T = 600$ Nm

Der Einfluss der Prozessparameter Festwalzdruck und Vorschub auf die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen ist für die Torsionslastmomente $M_T = 600$ Nm und $M_T = 750$ Nm qualitativ vergleichbar. Bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 750$ Nm ist die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen jedoch stärker ausgeprägt. Die maximalen Druckeigenspannungen werden bei maximalen Festwalzdruck und minimalen Vorschub maximiert (vgl. Abbildung 5.16 (a) und Abbildung 5.17 (a)). Dabei gilt, je größer der Festwalzdruck und je kleiner der

Vorschub, desto größer die Druckeigenspannungen nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen. Eine mögliche Erklärung ist die gesteigerte plastische Umformung infolge der Festwalzbearbeitung (vgl. Kapitel 4). An der Querbohrungsoberfläche sind nichtlineare Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern (Festwalzdruck und Vorschub) und den resultierenden Eigenspannungen erkennbar (vgl. Abbildung 5.16 (b) und Abbildung 5.17 (b)). Dabei verbleiben die höchsten Druckeigenspannungen bei maximalem Festwalzdruck und minimalem Vorschub. In diesem Bereich ist ein kleines Plateau zu erkennen, bei dem die Eigenspannungen annähernd konstant sind. Jedoch ist bei weiterer Erhöhung des Vorschubs sowie bei weiterer Reduktion des Festwalzdrucks ein schneller Abfall der Druckeigenspannungen erkennbar. Der Gradient des Abfalls ist bei einem höheren Torsionslastmoment größer als bei einem kleineren Torsionslastmoment. Nach dem Abfall liegen lediglich geringe Eigenspannungen im Bereich $\sigma_{ES,t=0} = \{-25, 25\}$ MPa vor. In diesem Bereich wird angenommen, dass die Eigenspannungen nur einen geringen Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben.

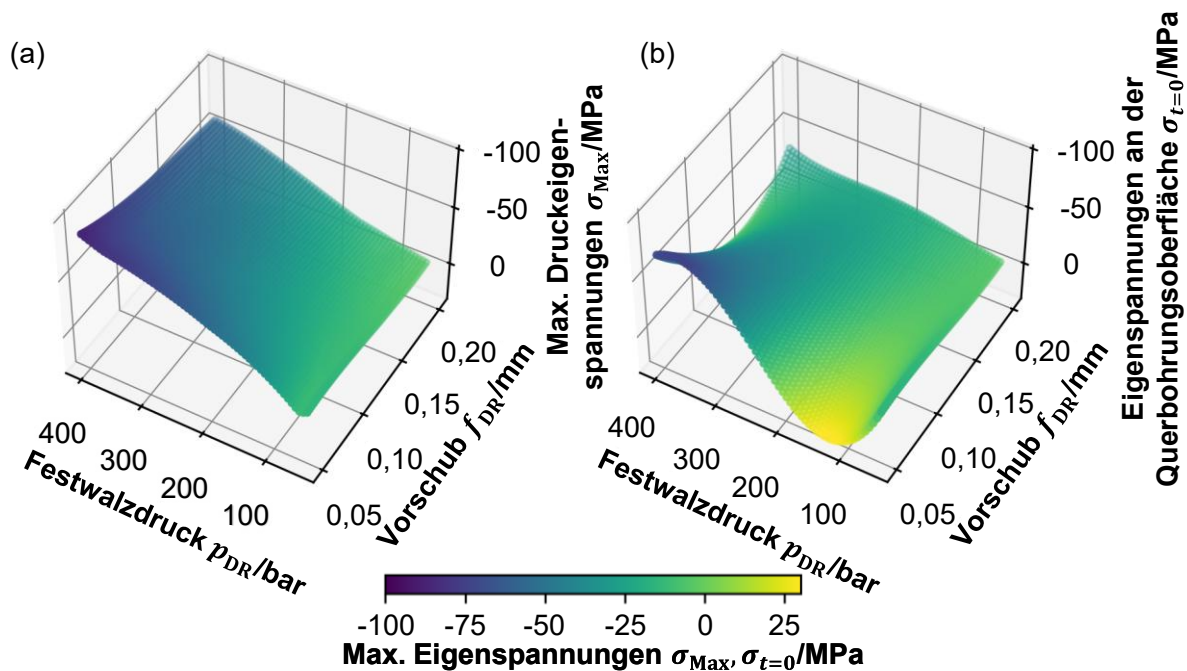


Abbildung 5.17: Einfluss der Prozessparameter Festwalzdruck und Vorschub auf die resultierenden maximalen Druckeigenspannungen (a) und Eigenspannungen an der Querbohrungsoberfläche (b) nach einer schwingenden Torsionsbelastung von $M_T = 750$ Nm

Influence of the process parameters deep rolling pressure and feed rate on the resulting maximum residual compressive stresses (a) and residual stresses at the bore surface (b) after cyclic torsional loading of $M_T = 750$ Nm

5.3 Zwischenfazit

Intermediate conclusion

In Kapitel 5 wurde die Frage untersucht: „**Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen der Torsionsbelastung im Einlauf und der**

betriebslastbedingten Umlagerung der mittels Festwalzens zuvor eingebrachten Eigenspannungen in der Werkstückrandzone?“ Zunächst wurde experimentell gezeigt, dass die mittels Festwalzen eingebrachten Eigenspannungen unter schwingender Torsionsbelastung umlagern. Dabei wurden die in Kapitel 4 festgewalzten Analogieproben in einem Schwingfestigkeitsprüfstand torsionsbelastet. Die umgelagerten Eigenspannungen wurden anschließend mittels XRD-Methode bestimmt. Danach wurde die schwingende Torsionsbelastung mithilfe der FEM abgebildet und eine Methode zur Validierung des Simulationsmodells anhand der experimentellen Untersuchungen vorgestellt. Dabei wurde gezeigt, dass nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen die Eigenspannungsverteilung infolge der lokalen Spannungsspitzen bei der Torsionsbelastung inhomogen ist. Auf Grundlage des FEM-Modells wurde anschließend ein GPR-Modell aufgebaut, um die komplexen Zusammenhänge zwischen den Festwalzparametern, der Torsionsbelastung und den resultierenden Eigenspannungen abzubilden. Das GPR-Modell wurde mithilfe der BO optimiert und anhand des FEM-Modells validiert.

Abschließend wurde der Einfluss der Festwalzparameter Festwalzdruck und Vorschub sowie der Torsionsbelastung auf die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen beschrieben. Dabei wurde gezeigt, dass eine höhere Torsionsbelastung zu einer stärker ausgeprägten betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen führt. Zudem wurde gezeigt, dass bei geringen Eigenspannungen sowie Kaltverfestigung nach dem Festwalzen auch bei einem geringen Torsionslastmoment die eingebrachten Druckeigenspannungen fast vollständig umlagern. Dabei verbleibt die Forschungsfrage: „**Welchen Einfluss haben die umgelagerten Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit?**“ Die Forschungsfrage wird innerhalb von Kapitel 6 beantwortet.

6 Einfluss der eingestellten Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit

Influence of the adjusted surface layer properties on fatigue strength

In Kapitel 5 wurde aufgezeigt, dass die Eigenspannungen, die mittels Festwalzen, aber auch Kugelstrahlen eingebracht wurden, im Rahmen der schwingenden Belastung umlagern. Die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen ist bei höheren Belastungen stärker ausgeprägt als bei geringeren Belastungen. Entsprechend wurde die Hypothese aufgestellt, dass die Eigenspannungen insbesondere bei niedrigen Belastungen einen verstärkten Einfluss auf die Schwingfestigkeit besitzen. Zur Verifizierung der Hypothese und zur Untersuchung des Einflusses der mittels Festwalzens eingestellten Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit dienen Schwingfestigkeitsuntersuchungen. Entsprechend wird in diesem Kapitel die Forschungsfrage „**Welchen Einfluss haben die umgelagerten Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit?**“ beantwortet.

Zur Beantwortung der Forschungsfrage wird in Kapitel 6.1 zunächst der Versuchsaufbau sowie die Versuchsdurchführung der Schwingfestigkeitsversuche beschrieben. Weiterhin wird die Identifikation geeigneter Methoden zur Anrissdetektion für den vorliegenden Anwendungsfall dargestellt. Darauf aufbauend werden in Kapitel 6.2 die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen analysiert. Dabei wird der Einfluss der mittels Festwalzen eingestellten Randzoneneigenschaften auf die Rissinitiiierung und das Risswachstum sowie das Bruch- und das Schwingfestigkeitsverhalten erläutert.

6.1 Experimenteller Ablauf der Schwingfestigkeitsversuche und Anrissdetektion

Experimental procedure for fatigue strength tests and crack detection

Die Schwingfestigkeitsversuche wurden auf der Flachtorsionsmaschine (FLATO) durchgeführt, auf der auch die Versuche zur Untersuchung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen durchgeführt wurden (vgl. Kapitel 5). Dabei wurden alle in Kapitel 4 beschriebenen Varianten der Analogieproben untersucht. Neben den drei festgewalzten Varianten DR1, DR2 und IND + DR1 dienten die kugelgestrahlten Varianten (SP1 und SP2) der Beurteilung des Einflusses der Richtungsabhängigkeit der Eigenspannungen nach dem Festwalzen. Die beiden Referenzvarianten (REF und IND) dienten dem Vergleich zu typischerweise eingesetzten Wellen mit Querbohrungen (vgl. Tabelle 4.2).

Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung war für alle untersuchten Varianten gleich. Bei einer Prüffrequenz von $f_p = 25$ Hz wurden die Analogieproben während des Versuchs schwingenden Torsionsbelastungen ausgesetzt. Alle Versuche wurden bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Schwingfestigkeitsversuche wurden mit konstanter

Lastamplitude bei einem Lastverhältnis von $R = -1$ entsprechend DIN 50100 durchgeführt [DIN22b]. Als Versagenskriterium diente der vollständige Ermüdungsbruch der Analogieproben. Eine Grenzschwingspielzahl von $N_G = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen wurde berücksichtigt. Entsprechend wurden die Versuche, sofern kein erkennbarer Riss nach der Grenzschwingspielzahl erkennbar war, abgebrochen. Die Versuche zielten auf eine Untersuchung des Zeitfestigkeitsbereichs ab. Zur experimentellen Ermittlung der entsprechenden Wöhlerkurven wurde eine Mischform aus dem Perlschnurverfahren und dem Horizontenverfahren angewendet (vgl. Kapitel 2.1). Um die Anzahl an Analogieproben gering zu halten, wurden Analogieproben, die die Grenzschwingspielzahl erreichten, bei einem höheren Torsionslastmoment erneut verwendet. Aufgrund der vorherigen Belastung ist eine Vorschädigung oder Kaltverfestigung der Analogieproben möglich, weshalb die experimentellen Ergebnisse bei der Auswertung gesondert auf Plausibilität geprüft wurden.

Identifikation geeigneter Methoden zur Anrissdetektion

Neben der Bruchschwingspielzahl (vgl. Abbildung 6.1 (a)) wurde zudem die Anrisspielzahl zur Beurteilung des Einflusses des Festwalzens auf die Rissinitiierung und des Risswachstums berücksichtigt. Im Rahmen der Arbeit wurden dabei zwei Anrisse unterschieden. Einerseits der kleinste mit den verwendeten Messmethoden nachweisbare Anriss (im Folgenden als Anriss bezeichnet). In Abbildung 6.1 (b) ist dies exemplarisch anhand einer optischen Messmethode gezeigt. Andererseits ein technischer Anriss mit einer Risslänge entsprechend der Fasenlänge der Querbohrung (vgl. Abbildung 6.1 (c)). Die Auswahl geeigneter Messmethoden ist abhängig von den Randbedingungen der Belastung sowie der aufzulösenden Größe des Risses [WISN20]. Zudem ist in Abhängigkeit von der gewählten Messmethode die Zugänglichkeit zum Ort der Rissentstehung sicherzustellen.



Abbildung 6.1: Definition des Bruchkriteriums (a) sowie des Anrisses (b) und des technischen Anrisses (c)

Definition of the fracture criterion (a) as well as the crack (b) and the technical crack (c)

Zur Anrissdetektion werden sowohl versuchsbegleitende als auch versuchsunterbrechende Methoden eingesetzt [RÖSC19]. Im Rahmen dieser Arbeit wurden lediglich versuchsbegleitende Methoden berücksichtigt, um den Versuchsaufwand nicht deutlich zu steigern. Typische versuchsbegleitende Methoden basieren auf optischen [VASC15], akustischen [VANN15], elektrischen [PARK00] und thermischen Ansätzen [PLEK05]. Die zielführende Einsatzfähigkeit der einzelnen Ansätze ist stark von dem Anrissverhalten abhängig, weshalb eine Beurteilung der einzelnen Methoden jeweils

für den individuellen Anwendungsfall notwendig ist. Drei unterschiedliche Methoden wurden während der Schwingfestigkeitsversuche zur versuchsbegleitenden Anrissdetektion in Betracht gezogen. Die untersuchten Methoden zur Anrissdetektion waren eine direkte optische, eine indirekte optische (Steifigkeitsmessung) sowie eine akustische Methode (Körperschallmessungen).

Direkte optische Anrissdetektion

Die Methode der direkten optischen Anrissdetektion setzte die visuelle Zugänglichkeit des für die Anrissbildung kritischen Bereiches voraus. Aufgrund der Unsicherheit der Position des Anrisses wurden beide Seiten der Querbohrung mittels Kameras überwacht. Der verwendete Kameraaufbau ist in Abbildung 6.2 (a) dargestellt. Bei der Positionierung der Kameras wurde darauf geachtet, dass sowohl die Austrittsöffnungen der Querbohrung als auch die Fasen vollständig erfasst wurden. Die Bildaufnahme erfolgte in festen Zeitintervallen, wobei die individuellen Zeitintervalle auf Grundlage der erwarteten Schwingfestigkeit der Analogieproben gewählt wurde, um die Datenmenge zu reduzieren. Hintergrund war der begrenzte Speicher der Kameras. Die Zeitintervalle variierten zwischen $\Delta t_{\text{Int}} = 30 \text{ s}$ (750 Schwingspiele) und $\Delta t_{\text{Int}} = 180 \text{ s}$ (4.500 Schwingspiele). Zur Verbesserung der Sichtbarkeit der Anrisse wurde nach Rösch ein Zinkoxidspray im Bereich der Querbohrung eingesetzt [RÖSC19]. Das Zinkoxidspray führte dazu, dass sich während der Schwingfestigkeitsversuche entstehende ermüdungsbedingte Risse kontrastreich von der hellen Analogieprobenoberfläche absetzen (vgl. Abbildung 6.2 (b)).

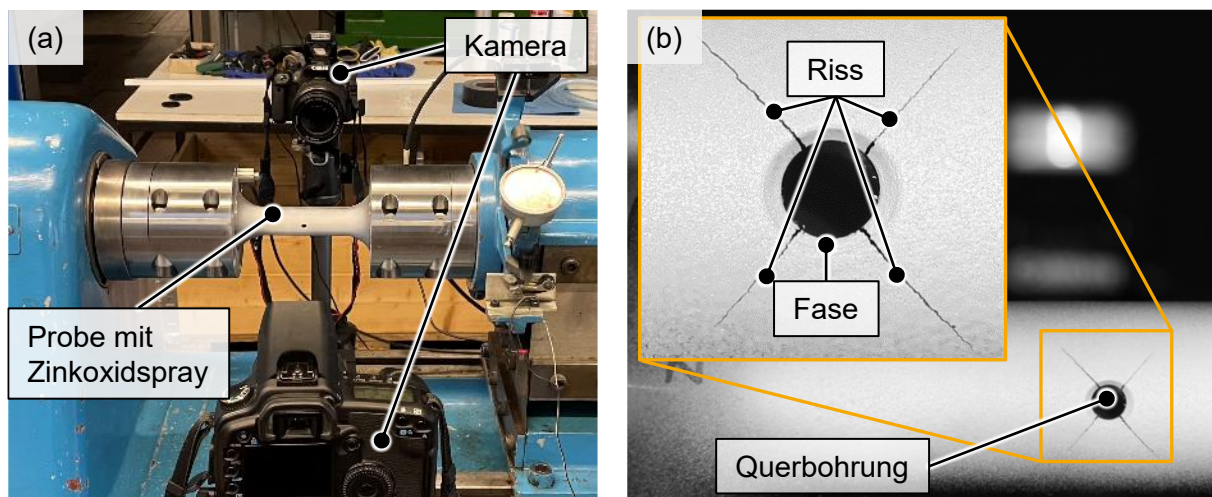


Abbildung 6.2: Kamerasetup der direkten optischen Methode zur Anrissdetektion (a) und mit Zinkoxidspray hervorgehobener Riss (b)

Camera setup of the direct optical method for crack detection (a) and crack highlighted using zinc oxide spray (b)

Die Auswertung der Kameraaufnahmen erfolgte manuell, wobei vom Bruch ausgehend das Risswachstum und die -entstehung nachvollzogen wurde. Entsprechend wurden die Bilder identifiziert, bei denen ein erster Anriss sowie der technische Anriss vorlagen (vgl. Abbildung 6.1 (b) und (c)). Die Bestimmung der Anrisszeitpunkte und -schwingspielzahlen erfolgte anhand der Zeitstempel der aufgenommenen Bilder. Insbesondere ab dem technischen Anriss funktioniert die Anrissdetektion mithilfe der

Kameraaufnahmen für alle Analogieproben, mit Ausnahme der induktiv gehärteten (IND und IND + DR1), zuverlässig. Die Identifikation eines ersten Anrisses erwies sich hingegen mitunter als nicht eindeutig und war somit fehleranfälliger. Die induktiv gehärteten Analogieproben wiesen ein abweichendes Rissentstehungs- und -wachs-tumsverhalten auf. Bei diesen Analogieproben wurde zumeist kein Anriss festgestellt, da dieser häufig tiefer im Inneren der Querbohrung entstand. Bei der direkten optischen Anrissdetektion wurde eine sprunghafte Rissentstehung von einem Aufnahmezeitpunkt zum nächsten beobachtet. Die direkte optische Anrissdetektion bei induktiv gehärteten Analogieproben lieferte somit nur wenige Informationen über den Zeitpunkt des Anrisses und des technischen Anrisses.

Indirekte optische Anrissdetektion (Steifigkeitsmessung)

Eine weitere Methode zur versuchsbegleitenden Anrissdetektion stellt die Messung der Torsionssteifigkeit der untersuchten Analogieprobe dar. Die Torsionssteifigkeit einer Analogieprobe beschreibt deren Widerstand gegen elastische Verformungen unter Last. Bilden sich an der Analogieprobe während des Schwingfestigkeitsversuchs ermüdungsbedingt Risse aus, so führt dies zu einer Abnahme der Torsionssteifigkeit. An der Analogieprobe resultieren daraus Veränderungen der Verdrillung $\Delta\psi$. Für die Verdrillung ψ gilt:

$$\psi = \psi_{\text{an}} - \psi_{\text{ab}} \quad (6.1)$$

ψ_{an} ist der Schwingwinkel auf der Antriebsseite und ψ_{ab} auf der Abtriebsseite der Analogieprobe (vgl. Abbildung 5.2). Der Schwingwinkel ψ_{an} wurde über die Auslenkung des Exzenters vorgegeben und war über die Dauer eines Schwingfestigkeitsversuches konstant. Veränderungen der Verdrillung $\Delta\psi$ ließen sich somit durch die Messung des Schwingwinkels ψ_{ab} auf der Abtriebsseite der Analogieprobe detektieren. Für die Messungen wurde ein Laser-Triangulations-Sensor vom Typ optoNCDT der Firma Micro-Epsilon verwendet. Der Sensoraufbau ist in Abbildung 6.3 (a) dargestellt. Daraus geht hervor, dass nicht direkt der Schwingwinkel gemessen wurde, sondern die Distanz zwischen einem bewegten Maschinenteil zum feststehenden Gehäuse. Dabei besteht ein direkter Zusammenhang zwischen dem Schwingwinkel ψ_{ab} und der gemessenen Distanz. Die Messungen wurden während der Versuche in Intervallen aufgezeichnet, um den Speicherbedarf zu reduzieren. Dabei wurden Einzelmessungen mit einer Messdauer von $\Delta t_{\text{Mess}} = 1 \text{ s}$ (25 Schwingspiele) bei einem Zeitintervall von $\Delta t_{\text{Int}} = 30 \text{ s} - 180 \text{ s}$ (750 – 4500 Schwingspiele) aufgezeichnet. Das Zeitintervall Δt_{Int} wurde in Anlehnung an die Kameraaufnahmen (vgl. direkte optische Anrissdetektion) abhängig von der erwarteten Versuchsdauer ausgewählt.

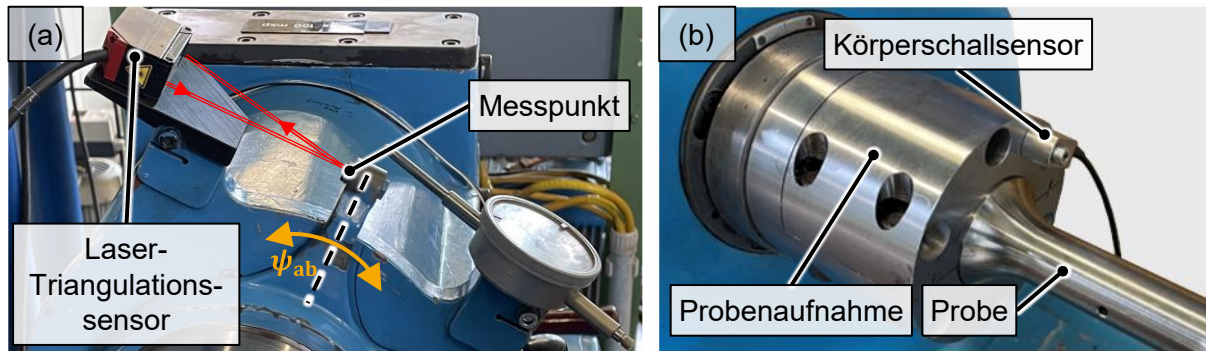


Abbildung 6.3: Aufbau der indirekten optischen (a) und akustischen (b) Anrissdetektion mittels Laser-Triangulations- bzw. Körperschallsensor

Setup of indirect optical (a) and acoustic (b) crack detection by means of laser triangulation respectively structure-borne noise sensor

In Abbildung 6.4 sind exemplarisch die gemessenen Distanzen über der Zeit zu drei verschiedenen Versuchszeitpunkten dargestellt. Zu Versuchsbeginn sind die Schwingungsamplituden der einzelnen Schwingspiele konstant (vgl. Abbildung 6.4 (a)). Bei einem symmetrischen Risswachstum, entsprechend Abbildung 6.2 (b), resultiert eine Reduktion der Analogieprobensteifigkeit, wodurch die Schwingungsamplitude sinkt. Dabei bleibt die mittlere gemessene Distanz konstant. Unmittelbar vor dem Bruch der Analogieprobe ist die Schwingungsamplitude über der Messdauer nicht konstant (vgl. Abbildung 6.2 (c)). Zudem verschiebt sich die mittlere gemessene Distanz, welches darauf zurückzuführen ist, dass lediglich eine Belastungsrichtung zum instabilen Risswachstum und somit zum Bruch führt. Der entsprechende Riss wird in die eine Belastungsrichtung geöffnet und in die andere geschlossen. Beim Schließen des Risses resultiert eine formschlüssige Kraftübertragung, wodurch keine Änderung der gemessenen Distanz festgestellt wurde.

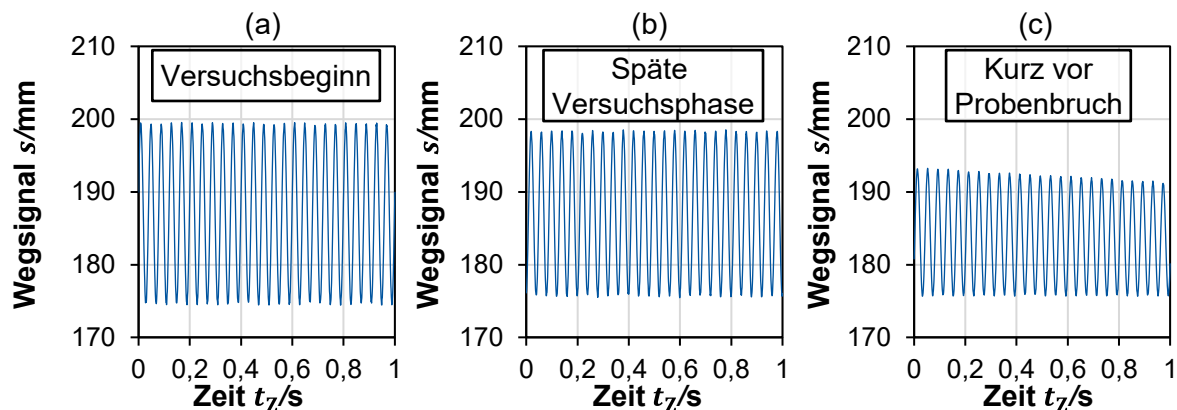


Abbildung 6.4: Wegsignal zu Versuchsbeginn (a), in der späten Versuchsphase (b) und kurz vorm Bruch der Analogieprobe (c)

Displacement signal at the start of the experiment (a), in the late experimental phase (b) and shortly before the sample breaks (c)

Zur Bewertung des Torsionssteifigkeitsverlusts wurde die relative Torsionssteifigkeit ε_{rel} durch das Verhältnis der mittleren Schwingungsamplitude $\bar{s}_{\text{Amp}}$ zur initialen mittleren Schwingungsamplitude $\bar{s}_{\text{Amp},0}$ quantifiziert:

$$\varepsilon_{\text{rel}} = \frac{\bar{s}_{\text{Amp}}}{\bar{s}_{\text{Amp},0}} \quad (6.2)$$

Die mittlere Schwingungsamplitude wurde aus den 25 Schwingungsamplituden innerhalb einer Messdauer gemittelt. In Abbildung 6.5 ist exemplarisch der Verlauf der relativen Torsionssteifigkeit über der Schwingspielzahl einer Analogieprobe der Variante SP2 bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 800 \text{ Nm}$ dargestellt. Zusätzlich sind die Schwingspielzahlen, bei denen der Anriss und der technische Anriss mittels direkter optischer Anrissdetektion festgestellt wurden und die Bruchschwingspielzahl dargestellt. Die relative Torsionssteifigkeit verläuft nach einem ersten Einschwingen zunächst auf einem konstanten Niveau. Ab einer Schwingspielzahl von ca. $N = 100.000$ fällt die Kurve erkennbar ab. Jedoch liegt zu diesem Zeitpunkt ein Riss vor, der größer ist als der technische Anriss. Dementsprechend ist die beschriebene Auswertungsmethode nicht geeignet, den Zeitpunkt des Anrisses bzw. des technischen Anrisses zu bestimmen.

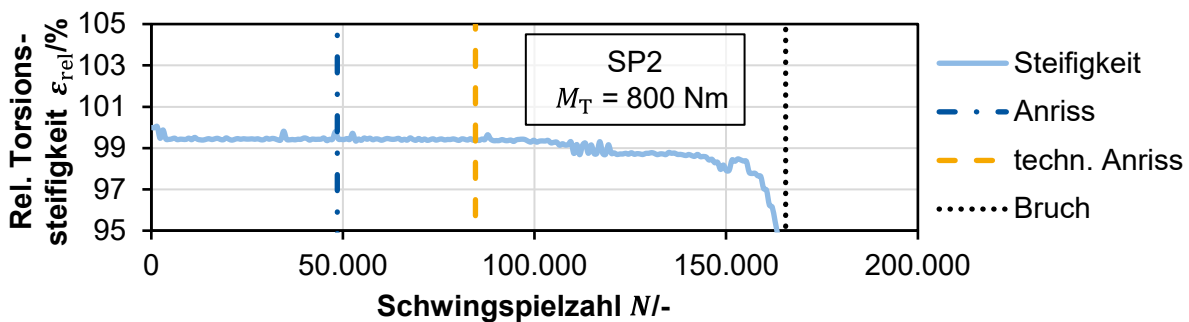


Abbildung 6.5: Relative Torsionssteifigkeit ε_{rel} über der Schwingspielzahl eines Versuchs der kugelgestrahlten Variante SP2 bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 800 \text{ Nm}$

Relative torsional stiffness ε_{rel} over the number of cycles of an experiment of the shot peened variant SP2 at a torsional moment of $M_T = 800 \text{ Nm}$

Akustische Anrissdetektion (Körperschallmessung)

Die dritte untersuchte Methode zur versuchsbegleitenden Anrissdetektion stellten Messungen von Körperschallemissionen dar. Als Körperschall (engl.: Acoustic Emission, AE) werden Schallwellen bezeichnet, welche sich im Inneren von Festkörpern ausbreiten [SIKO13]. Die Anrissdetektion beruht darauf, dass die Ausbreitung der Schallwellen durch ermüdungsbedingte Risse an der Analogieprobe behindert werden und entsprechend eine Veränderung der akustischen Systemeigenschaften einhergeht [VANN15]. Für die durchgeführten Körperschallmessungen wurde ein Körperschallsensor vom Typ 8152C der Firma Kistler verwendet. Der Sensor ermöglichte Messungen akustischer Körperschallemissionen in einem Bereich von $f_{\text{AE}} = 100 - 900 \text{ kHz}$ [KIST14]. Um den Einfluss von Störgrößen möglichst gering zu halten, wurde der Sensor an der Analogieprobenaufnahme in unmittelbarer Nähe zur Analogieprobe angebracht, wie in Abbildung 6.3 (b) dargestellt.

Die Körperschallmessungen wurden sowohl in der Zeit- als auch in der Frequenzdomäne ausgewertet. Für die Überführung der Zeitreihen in die Frequenzdomäne wurde

eine schnelle Fourier-Transformation (FFT) durchgeführt. In der Frequenzdomäne besteht die Möglichkeit eines direkten Vergleichs der einzelnen Messungen. Die Änderungen in den Amplituden der einzelnen Frequenzen wurden anhand eines Vergleichsmesssignals vom Beginn des Versuchs durch die Differenz der Messungen ermittelt. Aufgetragen über die Schwingspiele ergab sich entsprechend eine Veränderung im Frequenzbereich. Zur quantitativen Beschreibung wurden Kenngrößen der deskriptiven Statistik herangezogen. Sowohl für die Zeit- als auch für die Frequenzdomäne wurden die Minima, Maxima, das quadratische Mittel (RMS) sowie die Standardabweichung (SD) berücksichtigt. In Abbildung 6.6 ist die Entwicklung der Kenngrößen der deskriptiven Statistik (Minima, Maxima, RMS und SD) exemplarisch für eine Versuchsreihe über der Schwingspielzahl in der Zeit- sowie Frequenzdomäne aufgezeigt.

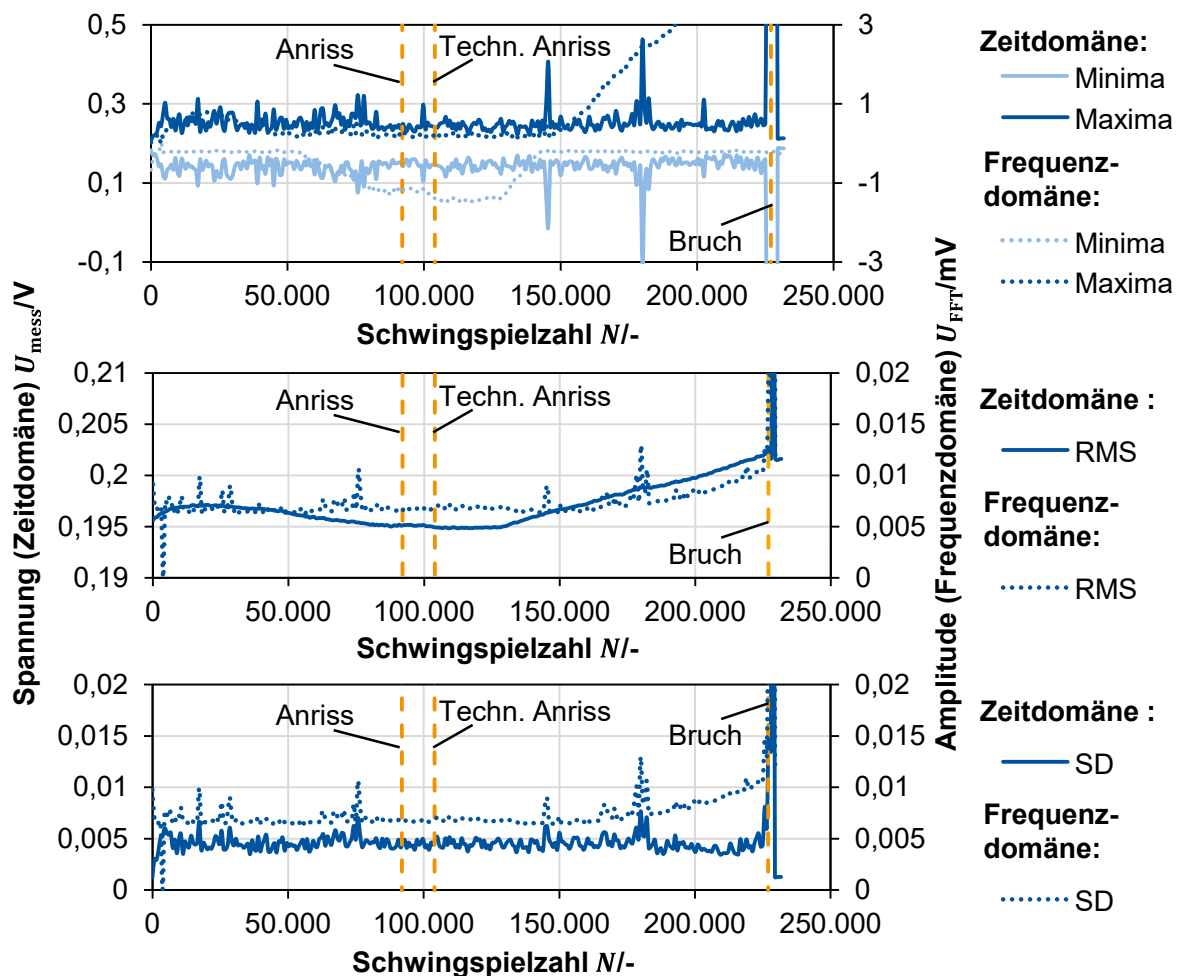


Abbildung 6.6: Verlauf statistischer Kennwerte (Minima, Maxima, RMS und SD) über der Schwingspielzahl einer Versuchsreihe der kugelgestrahlten Variante SP2 bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 800 \text{ Nm}$ in Zeit- und Frequenzdomäne auf Grundlage der Rohdaten der Körperschallmessungen

Course of statistical characteristic values (minima, maxima, RMS and SD) over the number of cycles of an experiment of the shot peened variant SP2 at a torsional moment of $M_T = 800 \text{ Nm}$ in the time and frequency domain based on the raw data of the structure borne noise measurements

In der Zeitdomäne treten insbesondere bei den Minima und Maxima Ausschläge bei ca. 140.000, 180.000 und 225.000 Schwingspielen auf. Der letzte Ausschlag ist auf den Bruch der Analogieprobe zurückzuführen. Die anderen beiden Ausschläge sind nicht auf explizite Ereignisse zurückzuführen. Auch bei der SD ist lediglich kurz vor dem Bruch ein starker Anstieg erkennbar. Der RMS weist hingegen ab ca. 130.000 Schwingspielen einen linearen Anstieg auf. Eine mögliche Erklärung ist das fortschreitende Risswachstum. Jedoch ist der Anstieg erst deutlich nach der mittels direkter optischer Methode bestimmten Rissinitiierung. Auch die Analyse im Frequenzbereich zeigt für die untersuchten Kenngrößen keine klaren Ausschläge, die eindeutig dem Risswachstum im Bereich des Anrisses zugeordnet werden können. Entsprechend eignen sich die beschriebenen Auswertungen nicht zur Identifikation der Rissinitiierung.

Die Auswertung einzelner Kenngrößen der Steifigkeits- und Körperschallsignale erweist sich als ungeeignet zur zuverlässigen Identifikation der Rissinitiierung. Trotz dieser Einschränkung weisen die Signale eine hohe Informationsdichte auf, was nahelegt, dass die Rissinitiierung möglicherweise dennoch in den Daten enthalten ist, jedoch durch andere, bisher unberücksichtigte Kenngrößen erfasst wird. Um dieses Potenzial der Daten umfassender zu untersuchen, wurde eine alternative Auswertungsmethode auf Basis des maschinellen Lernens verfolgt.

Auswertung der Körperschall- sowie Steifigkeitsmessungen mittels Ansätzen des maschinellen Lernens

Ansätze des maschinellen Lernens ermöglichen eine größere Anzahl an Features bei der Auswertung zu berücksichtigen. Jedoch sind die Modelle Black-Box-Modelle. Dies bedeutet, dass unbekannt ist auf welcher Grundlage der Algorithmus seine Entscheidungen trifft. Im Rahmen der Untersuchungen wurden zwei verschiedene Ansätze verfolgt. Beim ersten Ansatz wurden die Rohdaten als Eingangsgrößen für die Modelle verwendet. Für den zweiten Ansatz wurden die Rohdaten zunächst vorverarbeitet und somit Features aus den Rohdaten abgeleitet.

Der erste Ansatz lässt sich entsprechend Abbildung 6.7 in vier Schritte unterteilen. Dabei wurden zunächst die Daten gekennzeichnet. Das Kennzeichnen wurde anhand der visuellen Auswertung der Kameraaufnahmen durchgeführt. Dabei wurden zwei Kennzeichnungsstrategien verfolgt. Einerseits wurde zwischen keinem Riss und vorhandenem Riss unterschieden. Zudem wurde aufgrund der Schwierigkeit der visuellen Anrissdetektion als zweiter Ansatz zwischen keinem Anriss und mindestens technischer Anriss unterschieden. Nach der Kennzeichnung wurden die Daten zunächst zufällig in Trainingsdaten und Testdaten unterteilt. Anhand einer Rocket (Random Convolutional Kernel Transform) wurden für jede Eingangszeitreihe Features abgeleitet. Beim Rocket-Ansatz wird eine große Anzahl an zufälligen Kernel verwendet. Die Anzahl ist dabei der einzige Hyperparameter des Vorgehens. Aus jedem Kernel werden zwei Features abgeleitet, der maximale Wert sowie der Anteil an positiven Werten. Diese Features wurden daraufhin zur Klassifizierung genutzt. Zur Klassifizierung wurde eine logistische Regression eingesetzt, die mithilfe des stochastischen

Gradientenverfahrens während des Modeltrainings optimiert wurde. Abschließend wurde die Performanz des Klassifizierers anhand der Testdaten beurteilt.

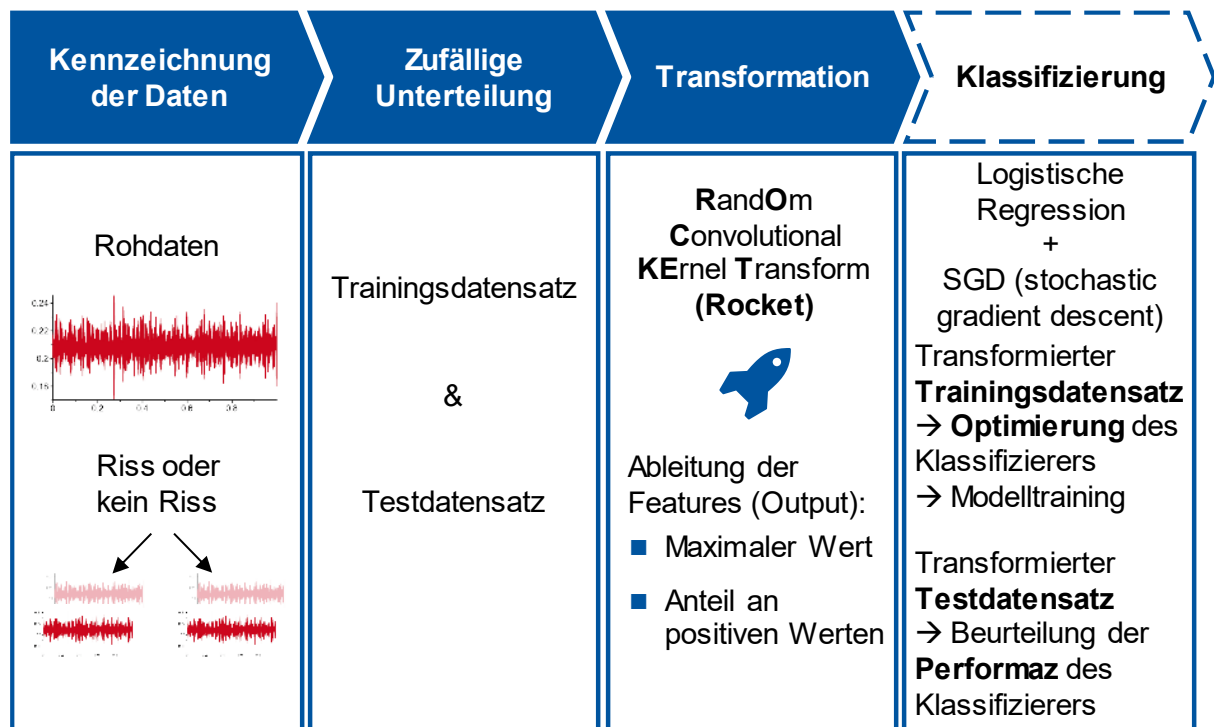
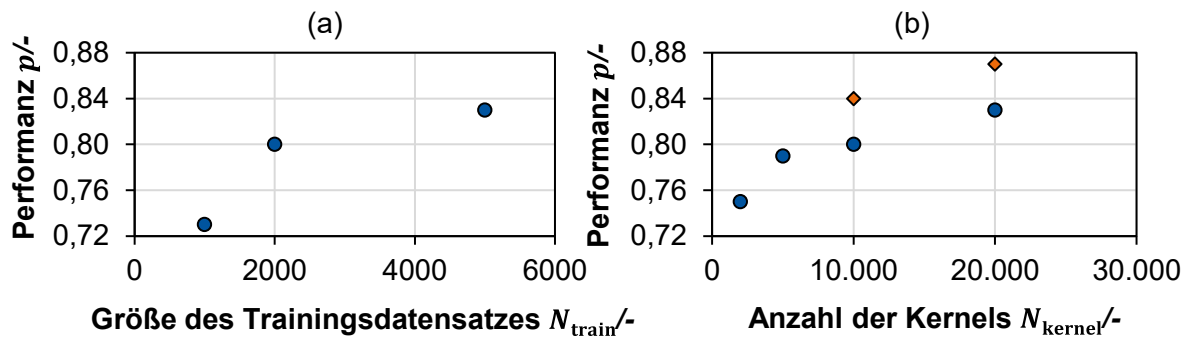


Abbildung 6.7: Rocket-Ansatz zur Verarbeitung von Zeitreihen.

Rocket approach for processing time series.

Beim Testen des Rocket-Ansatzes wurde der Effekt einer variierenden Anzahl der Kernel sowie die Größe des Trainingsdatensatzes auf die Performanz des resultierenden Klassifizierers untersucht. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in Abbildung 6.8 dargestellt. In Abbildung 6.8 (a) ist die Performanz in Abhängigkeit von der Größe des Trainingsdatensatzes dargestellt. Unabhängig von der Größe des Trainingsdatensatzes wurde dabei mit einer Anzahl an Kernels $N_{\text{kernel}} = 10.000$ gerechnet. Entsprechend der Erwartungen resultiert mit einem größeren Trainingsdatensatz eine bessere Performanz des Klassifizierers. Jedoch steigt gleichzeitig die Trainingsdauer sowie die Gefahr des Overfittings des Modells. In Abbildung 6.8 (b) ist die Performanz des Klassifizierers in Abhängigkeit von der Anzahl an verwendeten Kernels mit einer Größe des Trainingsdatensatzes von $N_{\text{train}} = 2000$ dargestellt. Dabei verbessert sich mit zunehmender Anzahl an Kernels die Performanz des Klassifizierers. Zusätzlich ist in dem Diagramm der Einfluss der zwei Kennzeichnungsansätze gezeigt. Dementsprechend ist die Klassifizierung unter Vernachlässigung der unsicheren Daten im Bereich des Anrisses besser als die mit Berücksichtigung dieser Daten. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass mit dem Rocket-Ansatz eine hohe Modellgüte mit einer maximalen Performanz von $p = 87\%$ erzielt wurde. Die Trainingszeit betrug jedoch bis zu 48 Stunden.



Unterscheidung zwischen: ● Riss und kein Riss ◆ Technischer Anriss und kein Riss

Abbildung 6.8: Performanz des Rocket-Ansatzes in Abhängigkeit von der Größe des Trainingsdatensatzes (a) sowie der Anzahl an Kernels (b).

Performance of the Rocket approach as a function of the size of the training data set (a) and the number of kernels (b).

Um die Trainingszeit zu reduzieren wurde der zweite Ansatz angewendet, bei dem die Rohdaten zunächst vorverarbeitet wurden. Das Vorgehen ist entsprechend in Abbildung 6.9 dargestellt. Entsprechend des Rocket-Ansatzes wurden die Rohdaten zunächst gekennzeichnet. Daraufhin wurden die Rohdaten vorverarbeitet. Dafür wurde für die Körperschalldaten eine FFT durchgeführt. Davon wurden die spektrale Dichte sowie die dazugehörigen Frequenzen der lokalen Maxima als Feature übernommen. Vom Wegsignal wurde das Maximum und Minimum gemittelt über die 25 Schwingspiele, die je Zeitreihe aufgezeichnet wurden, als Feature verwendet.

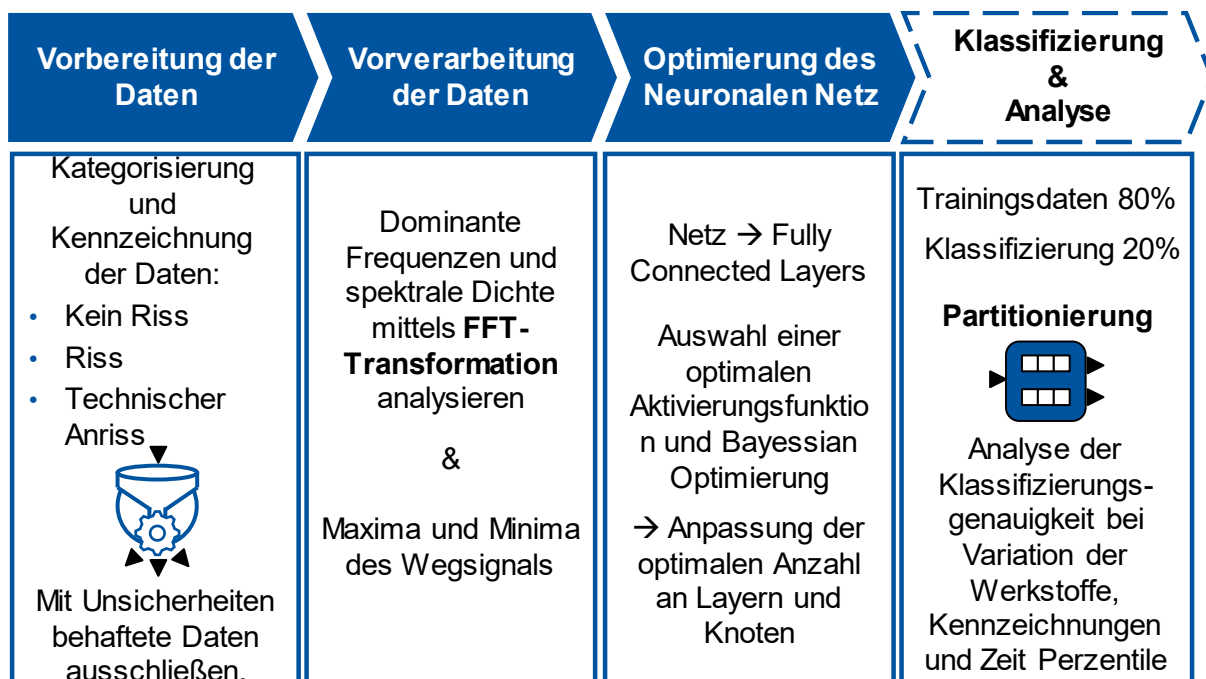


Abbildung 6.9: Vorgehen bei der Klassifizierung mittels neuronaler Netze

Procedure for classification using neural networks

Zur Klassifizierung wurde auf ein Dense Neural Network zurückgegriffen. Dabei handelt es sich um eine anwenderfreundliche Netzarchitektur. Das Netz zeichnet sich durch ausnahmslos Fully Connected Layer aus. Für die Optimierung der Gewichte

während des Trainings wurde auf ein Gradient-Descent-Verfahren zurückgegriffen. Für die Auswahl einer geeigneten Aktivierungsfunktion wurde eine Raster-Suche durchgeführt, wobei typische Aktivierungsfunktionen (Elu, Selu, LeakyRelu, Sigmoid, Tanh, Softmax, Softplus, Softsign) genutzt wurden. Die LeakyRelu Aktivierungsfunktion hat sich dabei als am geeignetsten herausgestellt. Die Anzahl an Layern und Knoten wurde mithilfe einer Bayes'schen Optimierung angepasst. Für die zwei unterschiedlichen Kennzeichnungsansätze resultierten daraus unterschiedliche Architekturen. Bei Unterscheidung zwischen kein Anriss, Anriss und technischer Anriss wurde somit mit vier Layern gearbeitet. Im ersten Layer befanden sich dabei 800 Knoten, 1600 Knoten im zweiten Layer, 400 Knoten im dritten Layer und 50 Knoten im vierten Layer. Im Folgenden wird dieses neuronale Netz als NN1 bezeichnet. Für den Kennzeichnungsansatz mit lediglich Unterscheidung zwischen kein Anriss und technischer Anriss ergaben sich lediglich drei Layer. Dabei verfügte das erste Layer über 400 Knoten, das zweite Layer über 800 Knoten und das dritte Layer über 50 Knoten. Dieses neuronale Netz wird im Folgenden mit NN2 bezeichnet.

Das Training eines neuronalen Netzes ist für die Vorhersagegenauigkeit entscheidend. Dabei werden die Gewichte der einzelnen Knoten sukzessiv angepasst, sodass die Beurteilung der Trainingsdaten maximiert wird. Dabei werden die Trainingsdaten mehrfach durchlaufen. Ein Durchlauf aller Trainingsdaten wird dabei als Trainingsepoche bezeichnet. Innerhalb aller Trainingsepochen wurde mit denselben Trainingseinstellungen gerechnet. Entscheidend ist dabei insbesondere das Verhältnis zwischen Explorations- und Exploitationsverhalten. Ein ausgeprägtes Explorationsverhalten führt in der Regel zu stärkeren Gewichts Anpassungen, wodurch die Gefahr einer rein lokalen Optimierung des Netzes verringert wird. Allerdings steigt dadurch auch die Wahrscheinlichkeit für Ausreißer. Im Gegensatz dazu bewirkt ein stark ausgeprägtes Exploitationsverhalten lediglich geringe Gewichts Anpassungen, was das Risiko einer lokalen Konvergenz erhöht. Für das Training innerhalb dieser Arbeit wurde dabei ein ausgewogenes Explorations- bzw. Exploitationsverhalten ausgewählt. Abbildung 6.10 zeigt den Einfluss der Anzahl an Trainingsepochen auf die Performanz der neuronalen Netze. Dabei ist die Performanz des neuronalen Netzes NN1 geringer als die des neuronalen Netzes NN2. Zurückzuführen ist dies auf die unterschiedliche Anzahl an Klassifizierungsmöglichkeiten. Während NN1 über drei Klassifizierungsmöglichkeiten (kein Anriss, Anriss und technischer Anriss) verfügt, weist NN2 lediglich zwei Klassifizierungsmöglichkeiten (kein Anriss und technischer Anriss) auf. Folglich übertrifft NN1 bei einer Performanz von über 33,3 % eine reine Zufallsziehung. Beim NN2 ist eine Performanz von über 50 % notwendig um besser als ein reines Zufallsergebnis zu sein. Bei Betrachtung der beiden Kurven von NN1 und NN2 fällt die hohe Ähnlichkeit auf. Die Performanz ist zunächst gering. Bis ca. 75 Trainingsepochen steigt die maximale Performanz deutlich. Im weiteren Verlauf bleibt die maximale Performanz mit Ausnahme von Ausreißern weitestgehend konstant. Dabei nimmt die Dichte der Ausreißer zu höheren Trainingsepochen hin ab. Das NN1 und NN2 weisen eine Performanz von ca. 70 % bzw. ca. 85 % auf. Dies ist geringer als beim Rocket-Ansatz. Jedoch liegt in diesem Fall die Trainingszeit bei ca. 30 min und beim Rocket-Ansatz bei ca. 48 h. Der

Grund für die geringere Trainingszeit liegt in der Vorverarbeitung der Rohdaten und somit der geringeren Komplexität der Eingangsgrößen. Jedoch liegt hier auch die Begründung für die geringere Performanz. Aufgrund der Vorverarbeitung der Rohdaten wurde weniger Informationen innerhalb der Eingangsgrößen dem neuronalen Netz zur Verfügung gestellt.

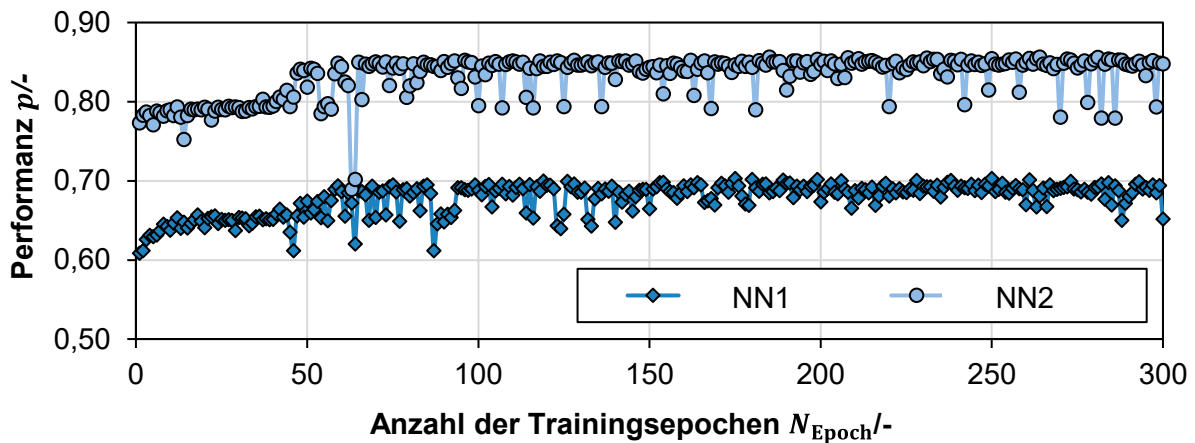


Abbildung 6.10: Einfluss von Trainingsepochen auf die Performanz des neuronalen Netzes.

Influence of training epochs on the performance of the neural network.

Die maschinelle Auswertung der Körperschall- und Steifigkeitsdaten zeigte, dass der Anriss messbaren Einfluss auf die erfassten Signale hat. Daraus ergibt sich ein vielversprechendes Potenzial für die Detektion, insbesondere in Fällen, in denen der Anriss optisch nicht erfasst werden kann. In dieser Arbeit wurde jedoch bewusst die direkte optische Anrissdetektion mittels Kameras eingesetzt, da sie eine besonders zuverlässige und unkomplizierte Bewertung des Anrissverhaltens ermöglicht.

6.2 Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen: Rissinitiiierung und Risswachstum, Bruchbildanalyse und Schwingfestigkeit

Results of the fatigue strength tests: Crack initiation and crack growth, fracture pattern analysis and fatigue strength

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche werden in drei Schritten ausgewertet: Zunächst erfolgt die Analyse der Rissinitiiierung und des Risswachstums unter Berücksichtigung der eingestellten Randzoneneigenschaften. Darauf folgt die Untersuchung der Bruchbilder. Abschließend wird die Schwingfestigkeit der einzelnen Varianten anhand von Wöhlerkurven charakterisiert.

Einfluss der mittels Festwalzen eingestellten Randzoneneigenschaften auf die Rissinitiiierung und das Risswachstum

In Abbildung 6.11 (a) sind die Zeitfestigkeitsgeraden der Referenzvariante sowie der festgewalzten und kugelgestrahlten Varianten bezogen auf die Anrissbildung (technischer Anriss) gezeigt. Daraus wird ersichtlich, dass infolge des Festwalzens und Kugelstrahlens die Anrissbildung verzögert wurde. Dieser Effekt ist bei niedrigeren

Torsionslastmomenten stärker ausgeprägt. Entsprechend weisen die festgewalzten und kugelgestrahlten Varianten eine geringere Neigung als die Referenzvariante auf. Eine Erklärung bieten die eingebrachten Druckeigenspannungen (vgl. Abbildung 4.13).

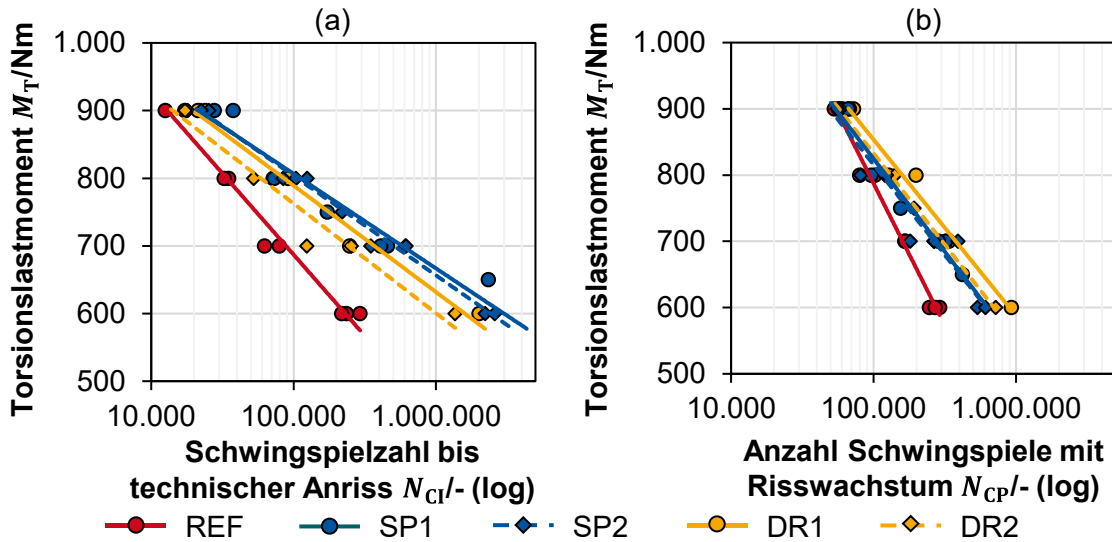


Abbildung 6.11: Einfluss des Torsionslastmoments auf die Rissinitiation (technischer Anriss) (a) und auf das Risswachstum (b)

Influence of the torsional load moment on crack initiation (technical crack initiation) (a) and on crack growth (b)

Bei den festgewalzten Varianten DR1 und DR2 weist Variante DR1 eine höhere Anzahl an Schwingspielen bis zur Anrissbildung auf. Eine mögliche Erklärung bieten die geringeren Druckeigenspannungen nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen (vgl. Kapitel 5.2). Die kugelgestrahlten Varianten SP1 und SP2 weisen keinen eindeutigen Unterschied auf. Dabei ist die Anzahl der Schwingspiele bis zur Anrissbildung der kugelgestrahlten Varianten höher als die der festgewalzten Varianten. Eine mögliche Erklärung bietet die Richtungsabhängigkeit der mittels Festwalzens eingebrachten Druckeigenspannungen. Dabei sind die Druckeigenspannungen in tangentialer Richtung geringer als bei den kugelstrahlten Varianten (vgl. Abbildung 4.13). Dabei wirken die tangentialen Eigenspannungen insbesondere den Lastspannungen, welche vorwiegend in tangentialer Richtung wirken, entgegen (vgl. Kapitel 5.2).

Der Einfluss des Torsionslastmoments M_T auf die Anzahl an Schwingspielen mit Risswachstum N_{CP} ist in Abbildung 6.11 (b) dargestellt. Die Anzahl an Schwingspielen mit Risswachstum bezieht sich auf den technischen Anriss und wurde entsprechend Gleichung (6.3) anhand der Bruchschwingspielzahl N_B und der Anrisschwingspielzahl (technischer Anriss) N_{CI} bestimmt.

$$N_{CP} = N_B - N_{CI} \quad (6.3)$$

Aus den Untersuchungsdaten ist erkennbar, dass der Einfluss des Torsionslastmoments weniger stark ausgeprägt ist als bei der Anrissbildung (vgl. Abbildung 6.11 (a)).

Ähnlich wie bei der Anrissbildung ist ein reduziertes Risswachstum für die festgewalzten und kugelgestrahlten Varianten im Vergleich zu der Referenzvariante erkennbar. Weiterhin wird das Risswachstum bei der festgewalzten Variante DR1 stärker verlangsamt als bei der Variante DR2. Zudem ist keine Unterscheidung der kugelgestrahlten Varianten erkennbar. Ein Unterschied im Vergleich zur Anrissbildung besteht. Der Einfluss des Kugelstrahlens auf das Risswachstum ist weniger ausgeprägt als bei den festgewalzten Varianten. Dieses Verhalten wird durch den Vergleich der Anrisschwingspielzahl und des Risswachstums verdeutlicht. In Abbildung 6.12 sind die Anrisschwingspielzahlen dem Risswachstum in einer doppeltlogarithmischen Darstellung gegenübergestellt. Dabei sind lineare Zusammenhänge erkennbar. Die Referenzvariante und die festgewalzten Varianten zeigen einen vergleichbaren Zusammenhang zwischen der Anrisschwingspielzahl und dem Risswachstum. Im Gegensatz dazu weisen die kugelgestrahlten Varianten im Vergleich zu den anderen Varianten bei gleicher Anrisschwingspielzahl ein reduziertes Risswachstum auf. Eine mögliche Erklärung hierfür ergibt sich aus dem Eigenspannungstiefenverlauf in tangentialer Richtung nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen (vgl. Abbildung 5.3). An der Oberfläche treten die höchsten Druckeigenspannungen bei den kugelgestrahlten Varianten auf, wodurch bei gleichem Torsionslastmoment eine erhöhte Anrisschwingspielzahl erreicht wird. Mit zunehmender Tiefe bauen sich die Druckeigenspannungen jedoch deutlich schneller ab als bei den festgewalzten Varianten. Der rissschließende Effekt der Druckeigenspannungen ist daher auf einen geringeren Tiefenbereich beschränkt, wodurch der Einfluss auf die weitere Rissausbreitung reduziert wird.

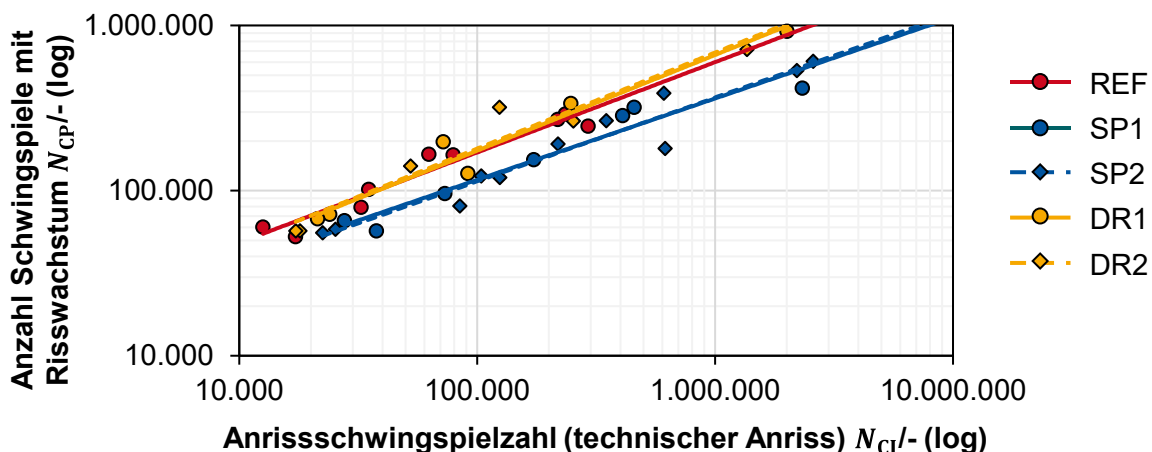


Abbildung 6.12: Zusammenhang zwischen der Anrisschwingspielzahl und dem Risswachstum

Relationship between the number of cycles to technical crack and crack growth

Einfluss der eingestellten Randzoneneigenschaften auf das Bruchverhalten

Die Rissinitiiierung des zum Versagen führenden Primärrisses entsprach für alle Varianten mit Ausnahme der induktiv gehärteten und anschließend festgewalzten Variante IND + DR1 dem Bereich der Querbohrung. Bei der induktiv gehärteten und festgewalzten Variante IND + DR1 wurde die Rissinitiiierung des Primärrisses sowohl in der

Querboreung (vgl. Abbildung 6.13 (a)) als auch auf der Wellenoberfläche festgestellt (vgl. Abbildung 6.13 (b)). Bei den Analogieproben, bei denen der Primärriss von der Wellenoberfläche ausging, lag die Rissinitiierung im Übergangsbereich des induktiv gehärteten Bereichs. Eine mögliche Erklärung bietet die Eigenspannungsverteilung im Übergangsbereich. Infolge der Volumenvergrößerung durch die Martensitumwandlung liegen im gehärteten Bereich Druckeigenspannungen vor, denen Zugeigenspannungen in den Übergangsbereichen entgegenwirken [LEIT18]. Die Zugeigenspannungen wirken sich negativ auf die Schwingfestigkeit aus. In Kombination mit einer Fehlstelle und unter Berücksichtigung der Schwingfestigkeitssteigernden Wirkung der Druckeigenspannungen in der Querboreung verschiebt sich entsprechend die Rissinitiierung des Primärrisses.

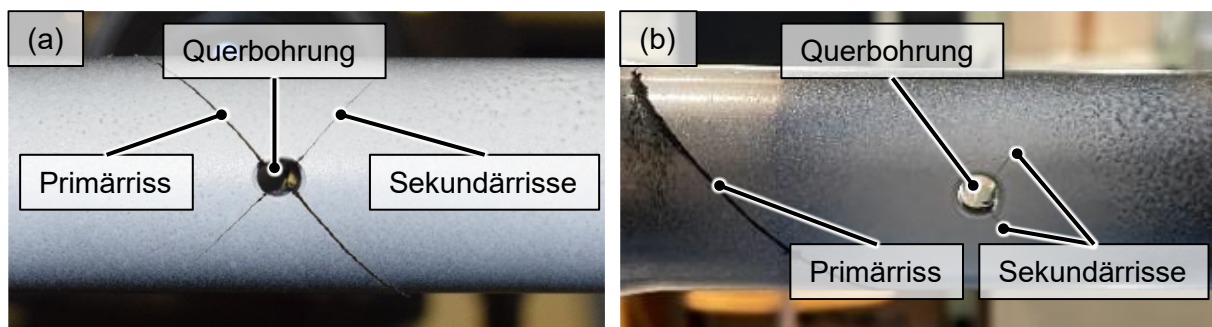


Abbildung 6.13: Versagen einer Analogieprobe der Variante IND + DR1 ausgehend von der Querboreung (a) und ausgehend von der Wellenoberfläche (b)

Failure of a specimen of the IND + DR1 variant starting from the cross bore (a) and starting from the shaft surface (b)

Die Bruchbilder wurden mithilfe eines Auflichtmikroskops sowie REM entsprechend Kapitel 4.1 aufgezeichnet. Dabei weisen die festgewalzten und kugelgestrahlten Varianten (DR1, DR2, SP1, SP2) sowie die Referenzvariante REF ein vergleichbares Bruchverhalten auf. In Abbildung 6.14 (a) ist exemplarisch die Bruchfläche einer Analogieprobe der Referenzvariante gezeigt. Dabei liegt die Rissinitiierung entsprechend der versuchsbegleitenden Kameraaufnahmen (vgl. Abbildung 6.1) im Bereich der Fase. Der Bereich des stabilen Risswachstums weist sich durch eine im Vergleich zum Bereich des Restgewaltbruchs geringe Rauheit aus. Aufgrund der symmetrischen Belastung entstehen auf beiden Seiten der Querboreung Risse, wobei lediglich der Primärriss zum Versagen der Analogieprobe führt. Der andere Riss ist entsprechend als Sekundärriss erkennbar.

Das Bruchverhalten der induktiv gehärteten sowie den zunächst induktiv gehärteten und anschließend festgewalzten Varianten (IND, IND + DR1) ist vergleichbar. In Abbildung 6.14 (b) ist exemplarisch die mittels Auflichtmikroskops aufgenommene Bruchfläche einer Analogieprobe der induktiv gehärteten Variante IND gezeigt. Im Vergleich zum Bruchbild der nicht induktiv gehärteten Varianten (vgl. Abbildung 6.14 (a)) ist die Rissinitiierung tiefer in die Querboreung verschoben. Das stabile Risswachstum unterscheidet zwei Bereiche. Einerseits den gehärteten Bereich sowie den Grundwerkstoff. Im Grundwerkstoff ist das Risswachstum vergleichbar der nicht induktiv gehärteten Varianten. Der gehärtete Bereich weist eine deutlich geringere Rauheit gegenüber

dem Grundwerkstoff auf. Dies ist auf eine reduzierte Risswachstumsgeschwindigkeit zurückzuführen [LI25]. Zusätzlich wurde bei diesen Analogieproben häufig ein Ausbrechen festgestellt, das auf den Härteprozess zurückzuführen ist. Dabei entsteht ein sprödebrüchiges martensitisches Gefüge [PALA10].

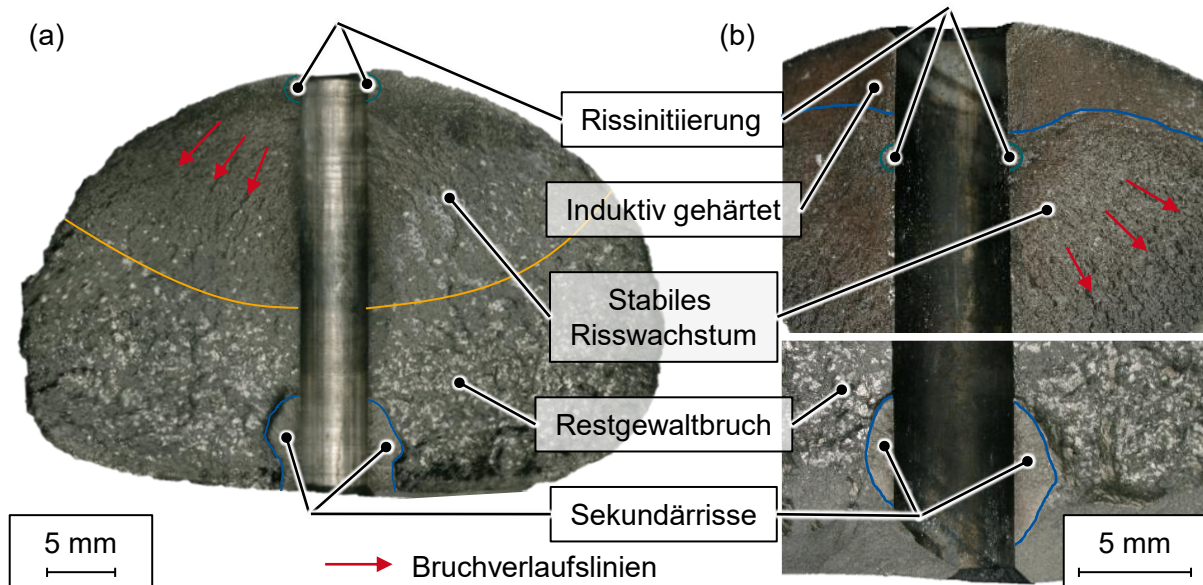


Abbildung 6.14: Auflichtmikroskopische Aufnahmen der Bruchflächen einer Analogieprobe der Referenzvariante REF (a) sowie der induktiv gehärteten Variante IND (b)

Light microscope images of the fracture surfaces of a specimen of the reference variant REF (a) and the induction-hardened variant IND (b)

In Abbildung 6.15 sind exemplarisch REM-Aufnahmen der festgewalzten Variante gezeigt. Die schwarzen kreisförmigen Punkte sind der Kugelgraphit. Weiterhin ist hier der Ort der Rissinitiierung anhand einer Risskambildung erkennbar. Dabei sind keine plastischen Verformungen erkennbar. Entsprechend weist der Werkstoff ein sprödes Bruchverhalten auf, welches in anderen Arbeiten auch beobachtet wurde [HEIN18].

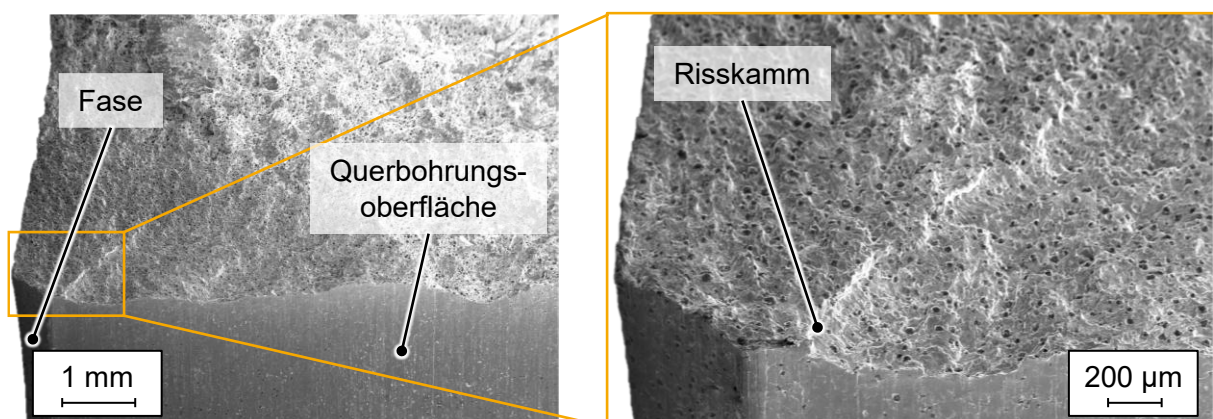


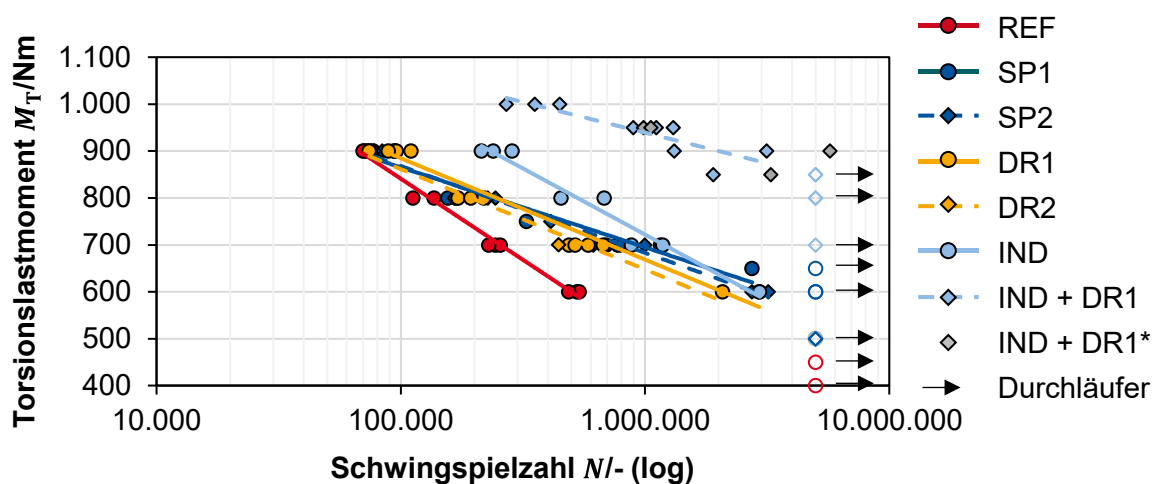
Abbildung 6.15: REM-Aufnahmen der Bruchfläche der festgewalzten Variante DR1

SEM images of the fracture surface of the deep rolled variant DR1

Einfluss der eingestellten Randzoneneigenschaften auf die Schwingfestigkeit

Die Schwingfestigkeit in Form der Zeitfestigkeitsgeraden ist in Abbildung 6.16 für alle untersuchten Varianten dargestellt. Dabei ist auf der Ordinate die Amplitude des

Torsionslastmoments M_T und auf der Abszisse die Schwingspielzahl N_B logarithmisch aufgetragen. Die Einzelversuche sind mit dem jeweiligen Symbol (Raute, Kreis) eingezeichnet. Die Versuche (Durchläufer), bei denen kein Versagen der Analogieprobe festgestellt wurde, haben keine Farbfüllung und sind mit einem Pfeil gekennzeichnet. Die induktiv gehärteten und anschließend festgewalzten Analogieproben, bei denen das Versagen nicht durch die Querbohrung verlief (vgl. Abbildung 6.13 (b)), sind in grau dargestellt. Die eingezeichneten Zeitfestigkeitsgeraden entsprechen einer Versagenswahrscheinlichkeit von $P_F = 50\%$. Die Durchläufer wurden bei der Erstellung der Zeitfestigkeitsgeraden nicht berücksichtigt.



*Versagen nicht durch die Querbohrung

Abbildung 6.16: Zeitfestigkeitsgeraden der untersuchten Wellen mit unbehandelter, festgewalzter, kugelgestrahlter, induktiv gehärteter sowie induktiv gehärteter und anschließend festgewalzter Querbohrung aus EN-GJS-700-2

Finite life fatigue curves of the tested shafts with untreated, deep rolled, shot peened, induction hardened and induction hardened and subsequently deep rolled cross bores made of EN-GJS-700-2

Die festgewalzten Varianten DR1 und DR2 weisen im Vergleich zur Referenzvariante REF einen größeren Wöhlerexponenten k auf. Bei einer hohen Amplitude des Torsionslastmoments von $M_T = 900$ Nm ist lediglich eine geringe Steigerung der Schwingfestigkeit erkennbar. Wohingegen bei einer geringen Amplitude des Torsionslastmoments von $M_T = 600$ Nm eine deutliche Steigerung der Schwingfestigkeit erkennbar ist. Eine mögliche Erklärung bietet die in Kapitel 5 beschriebene betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen innerhalb der ersten Schwingspiele. Dabei wurden bei höheren Torsionslastmomenten eine stärkere betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen festgestellt. Die beiden festgewalzten Varianten unterscheiden sich hingegen nur gering. Wobei die Variante DR1 eine höhere Schwingfestigkeit als die Variante DR2 aufweist. Zurückzuführen ist dies auf die höheren eingebrachten Druckeigenspannungen nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen der Variante DR1 im Vergleich zu Variante DR2 (vgl. Abbildung 5.8). Der Einfluss der Richtungsabhängigkeit der Eigenspannungen infolge des Festwalzens wurde anhand der stochastischen kugelgestrahlten Varianten SP1 und SP2 untersucht. Infolge der richtungsunabhängigen Eigenspannungsverteilung der kugelgestrahlten

Varianten resultierten in axialer Richtung (bezogen auf die Querbohrung) geringere und in tangentialer Richtung höhere Druckeigenspannungen im Vergleich zu den festgewalzten Varianten (vgl. Abbildung 4.13).

Neben den Eigenspannungen unterschieden sich die Varianten verfahrensbedingt vor allem durch die Rauheiten. Dabei war die Rauheit der kugelgestrahlten Varianten höher als der festgewalzten Varianten. Entsprechend wurde die Schwingfestigkeit neben den Eigenspannungen auch durch die Rauheit beeinflusst. Jedoch sind die erwarteten Effekte entsprechend des Stands der Technik gegenläufig. Die höheren Druckeigenspannungen in Richtung der maximal auftretenden Lastspannungen der kugelgestrahlten Varianten lassen eine höhere Schwingfestigkeit erwarten. Demgegenüber steht die gesteigerte Rauheit, welche eine Reduktion der Schwingfestigkeit erwarten lässt. Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche in Abbildung 6.16 zeigen eine geringfügig höhere Schwingfestigkeit der kugelgestrahlten Varianten im Vergleich zu den festgewalzten Varianten. Die Ergebnisse legen nahe, dass der schwingfestigkeitssteigernde Effekt der Eigenspannungen den schwingfestigkeitsreduzierenden Effekt der Rauheit überwiegt. Die induktiv gehärtete Variante IND entspricht einer weiteren Referenz, welche häufig in der Industrie vorliegt. Dabei wurde anhand der induktiv gehärteten und anschließend festgewalzten Variante IND + DR1 der Einfluss des Festwalzens bei induktiv gehärteten Wellen auf die Schwingfestigkeit untersucht. Die induktiv gehärtete Variante IND weist im Vergleich zur Variante REF eine höhere Schwingfestigkeit auf. Dabei ist der Wöhlerexponent k der beiden Varianten vergleichbar (vgl. Abbildung 6.17 (a)). Eine mögliche Erklärung bietet das unterschiedliche Bruchverhalten der Varianten REF und IND (vgl. Abbildung 6.14). Bei der induktiv gehärteten Variante IND ist dabei die Rissinitiierung unter den gehärteten Bereich verschoben. Zurückzuführen ist dies auf die gesteigerte Schwingfestigkeit im gehärteten Bereich infolge der gesteigerten Zugfestigkeit sowie der vorliegenden Druckeigenspannungen. Dabei resultieren die Druckeigenspannungen aus dem gesteigerten Volumen des martensitischen Werkstoffgefüges im Vergleich zum Werkstoffgrundgefüge (vgl. [GRUM07]). Entsprechend liegen unterhalb des gehärteten Bereichs Zugeigenspannungen vor, welche einen negativen Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben. Die Lastspannungen, die im Bereich des Anrisses wirken, waren im Vergleich zu den maximal wirkenden Lastspannungen reduziert.

In Abbildung 6.17 (b) ist die relative Abnahme der Lastspannungen $\sigma_s / \sigma_{s=0}$ über den Abstand zur Fase s aufgezeigt. Dabei ist erkennbar, dass im Bereich des Anrisses der Variante REF die maximalen Lastspannungen vorliegen, wohingegen im Bereich des Anrisses der Variante IND die Lastspannungen um ca. $\sigma_s / \sigma_{s=0} = 32 \%$ reduziert sind. Dabei wird davon ausgegangen, dass dieser positive Effekt auf die Schwingfestigkeit insbesondere vom Wellendurchmesser abhängt. Dabei gilt je höher der Wellendurchmesser, desto geringer ist die relative Abnahme der Lastspannungen im Bereich der Rissinitiierung. Der Abstand der Rissinitiierung von der Fase ist unter Berücksichtigung der vom Wellendurchmesser unabhängigen Randschichthärtetiefe als konstant anzunehmen. Entsprechend ist davon auszugehen, dass die Steigerung der

Schwingfestigkeit bei Wellen mit größerem Wellendurchmesser geringer ausfällt. Der vergleichbare Wöhlerexponent resultiert bei hohen Lastmomenten (ca. $M_T = 900 \text{ Nm}$) zu einer gesteigerten Schwingfestigkeit der Variante IND im Vergleich zu den festgewalzten bzw. kugelgestrahlten Varianten (DR1, DR2, SP1 und SP2). Bei geringeren Lastmomenten (ca. $M_T = 600 \text{ Nm}$) ist die Schwingfestigkeit hingegen vergleichbar. Infolge der Kombination aus induktivem Härten und anschließendem Festwalzen ist sowohl eine Schwingfestigkeitssteigerung als auch eine Abflachung der Zeitfestigkeitsgeraden erkennbar (vgl. Abbildung 6.16). Entsprechend ist eine Kombination der Effekte, die bei der induktiv gehärteten Variante IND sowie der festgewalzten Varianten DR1 und DR2 auftreten erkennbar. Dabei wird die Schwingfestigkeitssteigerung auf die Verschiebung der Rissinitiierung tiefer in die Querbohrung zurückgeführt. Die Abflachung der Zeitfestigkeitsgeraden wird auf die mittels Festwalzens eingebrachten Eigenspannungen zurückgeführt. Dabei ist die Abflachung der Zeitfestigkeitsgeraden stärker ausgeprägt als bei den ausschließlich festgewalzten Varianten DR1 und DR2 (vgl. Abbildung 6.17 (a)). Eine mögliche Erklärung bietet der induktiv gehärtete Bereich, welcher einen positiven Effekt auf die Eigenspannungsstabilität hat [WOHL00]. Dies ist auf die höhere Streckgrenze des gehärteten Bereichs zurückzuführen, wodurch einem plastischen Fließen im Bereich der Rissinitiierung entgegengewirkt wird. Als Resultat werden geringere betriebslastbedingte Umlagerungen der Eigenspannungen erwartet und entsprechend die Eigenspannungsstabilität gesteigert.

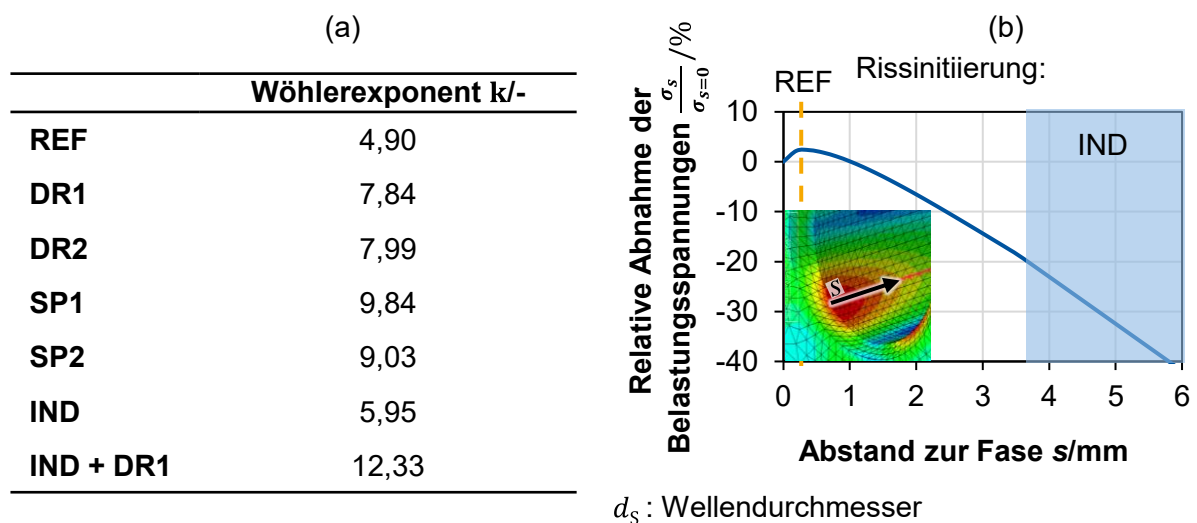


Abbildung 6.17: Wöhlerexponent für eine Versagenswahrscheinlichkeit von $P_F = 50 \%$ (a) und relative Abnahme der Lastspannungen in Abhängigkeit vom Abstand zur Fase bestimmt mit rein elastischem Werkstoffverhalten (b)

Slope of the S-N curve for a failure probability of $P_F = 50 \%$ (a) and relative decrease of the load stresses as a function of the distance to the chamfer determined with purely elastic material behavior (b)

6.3 Zwischenfazit

Intermediate conclusion

In Kapitel 6 wurde die Forschungsfrage: „**Welchen Einfluss haben die umgelagerten Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit?**“ untersucht. Zur Beurteilung des Anriss- und Risswachstumsverhaltens der Analogieprobe während der Schwingversuche wurde die Anwendbarkeit bestehender Methoden zur Anrissdetektion bewertet. Dabei wurde gezeigt, dass sich der optische Ansatz mittels Kameras in Kombination mit Kontrastmitteln für die Beurteilung der Anrisschwingspielzahl eignet. Als Alternative bietet sich die Anrisserkennung unter Verwendung von Körperschall- und Steifigkeitsdaten an, insbesondere in Anwendungsfällen, bei denen der Ort der Anrissbildung unterhalb der Oberfläche liegt. Anhand von Torsionsschwingfestigkeitsversuchen von unbehandelten, festgewalzten, kugelgestrahlten, induktiv gehärteten und induktiv gehärteten und anschließend festgewalzten Querbohrungen in Wellen wurde der Einfluss der umgelagerten Eigenspannungen auf das Schwingfestigkeitsverhalten beurteilt. Dabei wurde aufgezeigt, dass höhere stabile Druckeigenspannungen in einer höheren Schwingfestigkeitssteigerung resultieren. Entsprechend weisen die Zeitfestigkeitsgeraden der festgewalzten Varianten eine niedrigere Neigung auf, wobei bei einem Torsionslastmoment von ca. $M_T = 900 \text{ Nm}$ die Kurven zusammenlaufen. Zudem wurde aufgezeigt, dass insbesondere die Eigenspannungen entgegen den Lastspannungen die Schwingfestigkeit positiv beeinflussen. Durch die Kombination aus induktiven Härten und Festwalzen resultiert eine Kombination der Einzeleffekte. Dabei wird infolge des induktiven Härtens der Anrissort in die Querbohrung hinein verschoben und infolge der eingebrachten Druckeigenspannungen die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden reduziert. Offen bleibt die Forschungsfrage: „**Wie kann der Einfluss auf die Schwingfestigkeit modellbasiert vorhergesagt werden?**“. Die Forschungsfrage wird innerhalb von Kapitel 7 beantwortet.

7 Modellbasierte Vorhersage der Schwingfestigkeit

Model-based prediction of fatigue strength

Im Rahmen dieses Kapitels wird die modellhafte Vorhersage der Schwingfestigkeit unter Berücksichtigung der Ergebnisse der überlagerten Last- und Eigenspannungen aus Kapitel 5 beschrieben. Bei der konstruktiven Auslegung von Bauteilen werden in der Industrie Normen, Regelwerke und Richtlinien eingesetzt. Dabei werden insbesondere die Richtlinien des Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM-Richtlinie) [FKM20] sowie die DIN 743 (Tragfähigkeitsnachweis von Achsen und Wellen) eingesetzt [DIN12]. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Schwingfestigkeit aufbauend auf der analytischen Methode zur Schwingfestigkeitsberechnung randschichtverfestigter Bauteile gemäß Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie (Auflage 7) bestimmt (vgl. Kapitel 2.2) [FKM20]. Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie ist lediglich für Walzstahl ausgelegt. Entsprechend wurde die Methode der FKM-Richtlinie auf den Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 adaptiert. Des Weiteren wurden Modifikationen implementiert, um eine adäquate Berücksichtigung der simulierten Eigenspannungen sowie der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen zu gewährleisten. Entsprechend wird in Kapitel 7 die folgende Forschungsfrage beantwortet: **Wie kann der Einfluss auf die Schwingfestigkeit modellbasiert vorhergesagt werden?**

In Kapitel 7.1 werden die Adaptionen der Methoden der FKM-Richtlinie beschrieben. Anschließend wird die adaptierte Methode anhand der Schwingfestigkeitsversuche beschrieben in Kapitel 6 validiert (vgl. Kapitel 7.2). Darauf aufbauend wird der Einfluss der Prozessparameter beim Festwalzen (Festwalzdruck und Vorschub) auf die Schwingfestigkeit in Kapitel 7.3 beschrieben. Abschließend wird die adaptierte Methode auf den Vergütungsstahl 34CrNiMo6 + QT angewendet, um eine Übertragbarkeit auf weitere Anwendungen zu überprüfen und sicherzustellen (vgl. Kapitel 7.4).

7.1 Anpassung der Methoden der FKM-Richtlinie

Adaptation of the methods of the FKM guideline

Bei der Auslegung von gekerbten Bauteilen wird unter anderem Kapitel 4 der FKM-Richtlinie (Ermüdungsfestigkeitsnachweis mit örtlichen Spannungen) eingesetzt. Das Festwalzen wird dabei innerhalb eines Randschichtfaktors berücksichtigt. Für Walzstahl bietet die FKM-Richtlinie innerhalb von Kapitel 5.5 ein alternatives vorläufiges Vorgehen zur detaillierteren Bewertung des Randschichtfaktors. Das Vorgehen ist jedoch explizit nicht für Gusseisenwerkstoffe ausgelegt. Im Folgenden werden zunächst die experimentellen Schwingfestigkeitsergebnisse (vgl. Kapitel 6) den mittels Kapitel 4 der FKM-Richtlinie bestimmten Wöhlerkurven verglichen. Anschließend wird ein angepasstes Vorgehen für Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie vorgestellt.

In der Abbildung 7.1 erfolgt entsprechend eine Gegenüberstellung der in Kapitel 6 ermittelten Schwingfestigkeitsergebnisse mit den mithilfe von Kapitel 4 der FKM-Richtlinie bestimmten Wöhlerkurven. Dabei wurden unterschiedliche Randschichtfaktoren $K_V = \{1; 1,1; 1,3\}$ berücksichtigt. Anzumerken ist, dass innerhalb der FKM-Richtlinie für

Gusseisenwerkstoffe mit Kugelgraphit ein unveränderter Wöhlerexponent von $k = 5$ vorgesehen ist. Die Wöhlerkurve mit dem empfohlenen Randschichtfaktor von $K_V = 1,3$ entspricht keiner konservativen Abschätzung im Vergleich zu den festgewalzten Varianten DR1 und DR2. Lediglich für Torsionslastmomente im Übergangsbereich zur Langzeitfestigkeit bildet die Wöhlerkurve eine realitätsnahe Abschätzung. Mit einem Randschichtfaktor von $K_V = 1,1$ (empfohlen für ungekerbte Proben) resultiert eine konservative Abschätzung auch für Torsionslastmomente bis $M_T = 900$ Nm. Jedoch liegt insbesondere für Torsionslastmomente im Übergangsbereich zur Langzeitfestigkeit eine Unterschätzung der Schwingfestigkeit vor, wodurch bei der Auslegung Leichtbaupotenzial verbleibt. Dabei ist anzumerken, dass die Neigung der Wöhlerkurve und somit der Wöhlerexponent $k = 5$ nicht mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmt. Für die nicht festgewalzte Variante REF hingegen stimmt die Neigung der Wöhlerkurve mit den Experimenten überein. Entsprechend ist eine Anpassung des Wöhlerexponenten für die festgewalzten Varianten notwendig und Kapitel 4 der FKM-Richtlinie bietet eine unzuverlässige Abschätzung der festgewalzten Varianten. Entsprechend werden die Erkenntnisse von Günther et al. bestätigt (vgl. Kapitel 2.2) [GÜNT24].

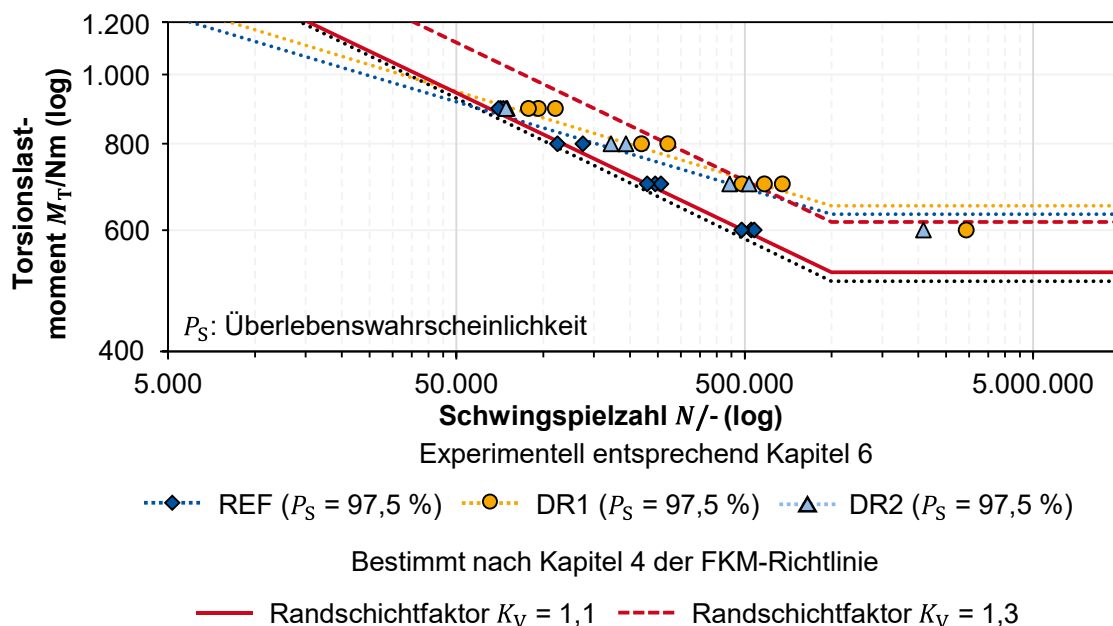


Abbildung 7.1 Vergleich der experimentell und mithilfe von Kapitel 4 der FKM-Richtlinie ermittelten Wöhlerkurven

Comparison of the S-N curves determined experimentally and with the aid of chapter 4 of the FKM guideline

Zur verbesserten Abschätzung der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen wurde ein Vorschlag zur Erweiterung von Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie für den Werkstoff EN-GJS-700-2 erarbeitet. Zusätzlich wurde das Vorgehen angepasst, welches eine Berücksichtigung der simulativ bestimmten Eigenspannungen aus Kapitel 5 ermöglicht. Um die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen zu berücksichtigen, wurde ein iterativer Ansatz zur Abschätzung von Punkten auf der Zeitfestigkeitsgeraden der Wöhlerkurve verfolgt. In Abbildung 7.2 ist das

angepasste Vorgehen von Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie schematisch dargestellt. Zunächst werden die Festwalzparameter entsprechend Kapitel 4 für die zu generierende Zeitfestigkeitsgerade definiert. Aus den Festwalzparametern resultieren die mittels Festwalzen eingebrachten Eigenspannungen, die anhand des in Kapitel 4 erstellten GPR-Modells bestimmt werden können (für die Anwendung des entwickelten Vorgehens nicht notwendig). Die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen wird anhand des Torsionslastmoments sowie der Festwalzparameter mithilfe des in Kapitel 5 erstellten GPR-Modells bestimmt. Die resultierenden Eigenspannungen dienen dem angepassten Vorgehen nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie als Eingangsgröße. Als Ausgangsgröße dient die Schwingfestigkeit für das Torsionslastmoment. Durch eine iterative Wiederholung des Vorgehens für weitere Torsionslastmomente wird entsprechend die Wöhlerkurve im Zeitfestigkeitsbereich konstruiert.

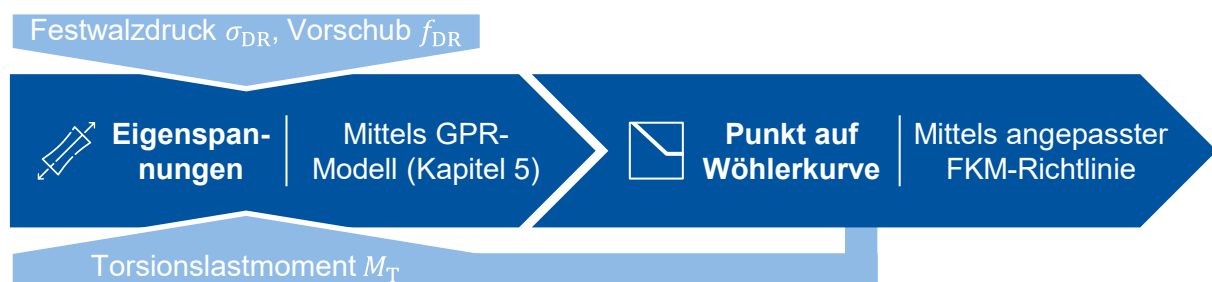


Abbildung 7.2: Schematische Darstellung des angepassten iterativen Vorgehens zur Erstellung von Wöhlerkurven in Anlehnung an Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie

Schematic representation of the adapted iterative procedure for creating S-N curves based on chapter 5.5 of the FKM guideline

Im Folgenden werden die Anpassungen des Vorgehens gemäß Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie zur Anwendung für den Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 erörtert. In Abbildung 7.3 ist das grundlegende Vorgehen von Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie gezeigt. Das Vorgehen basiert dabei auf Korrekturfaktoren. Zur Erweiterung der Anwendbarkeit auf den Gusseisenwerkstoff wurden in Anlehnung an die Arbeit von Reissner et al. Korrekturfaktoren angepasst [REIS24]. In Abbildung 7.3 sind die angepassten Punkte hervorgehoben. Die einzelnen Anpassungen werden im Folgenden detailliert erläutert.

Zugfestigkeit und Faktor Härte / Zugfestigkeit

Die Zugfestigkeit der Randschicht $R_{m,surf}$ und des Kernwerkstoffs $R_{m,base}$ wird über den Zusammenhang der Vickers-Härte HV entsprechend Gleichung (7.1) bestimmt. Der Proportionalitätsfaktor α_H wurde für den Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 von $\alpha_H = 3,3$ auf $\alpha_H = 2,2$ angepasst [REIS24]:

$$R_m = (\alpha_H \cdot HV) \cdot \text{MPa mit } \alpha_H = 2,2 \quad (7.1)$$

Konstruktionsfaktor, Stützzahl Siebel & Stieler und bezogenes Spannungsgefälle

Weiterhin wurde das Werkstoffverhalten des EN-GJS-700-2 durch eine Anpassung des Konstruktionsfaktors berücksichtigt. Dabei weist EN-GJS-700-2 eine größere Tiefenwirkung des Stützeffektes im Vergleich zu Walzstahl auf. Ein Maß für die Tiefenwirkung des Stützeffekts ist der werkstoffspezifische Längenfaktor L . Der werkstoffspezifische Längenfaktor für den Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 wird mit $L = 0,5$ bis $2,1$ mm abgeschätzt [BERG18]. Der Nulldurchgang der Eigenspannungen der festgewalzten Proben entsprechend Kapitel 4.2 ist flacher als der maximale Längenfaktor. Daraus resultiert die Notwendigkeit die Stützwirkung sowohl an der Oberfläche als auch im Übergang zwischen Randschicht und Grundwerkstoff zu berücksichtigen. Die dynamische Stützzahl n_σ wird mittels des Stützwirkungskonzepts nach Siebel und Stieler bestimmt [SIEB55]. Entsprechend wird neben dem Spannungsgefälle an der Oberfläche $G_{\sigma,sur}$ zusätzlich das im Übergangsbereich $G_{\sigma,base}$ bestimmt.

Mittelspannungsfaktor Überlastfall und Mittelspannungsempfindlichkeit

Weiterhin ist die Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ werkstoffabhängig und wurde entsprechend angepasst. Entsprechend der FKM-Richtlinie ist die Mittelspannungsempfindlichkeit für die Werkstoffklasse GJS unabhängig von der Zugfestigkeit. Somit wurde die Mittelspannungsempfindlichkeit sowohl für die Randzone als auch für den Übergangsbereich $M_\sigma = 0,4$ gesetzt. Für die Bestimmung des Mittelspannungsfaktors K_{AK} wird neben der Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ , das Spannungsverhältnis R sowie der Überlastfall benötigt. Das Spannungsverhältnis R wird auf Grundlage der Lastspannungsamplitude σ_a und der Mittelspannung σ_m bestimmt: $R = \sigma_m / \sigma_a$. Beim Überlastfall wird insbesondere zwischen Überlastfall F1 und F2 unterschieden. Für Überlastfall F1 wird eine konstante Mittelspannung σ_m und für Überlastfall F2 ein konstantes Spannungsverhältnis R angenommen. Für die in Kapitel 6 beschriebenen Schwingfestigkeitsversuche wurde ein Lastmomentverhältnis von $R_M = -1$ verwendet. Infolge der mittels Festwalzens eingebrachten und umgelagerten Druckeigenspannungen resultiert ein Spannungsverhältnis von $R < -1$. Der Überlastfall F1 ist für ein Spannungsverhältnis von $R < -1$ die konservative Alternative im Vergleich zu Überlastfall F2. Entsprechend wurde der Überlastfall F1 angewendet. Für andere Anwendungen ist diese Auswahl in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R anzupassen.

Bauteil-Langzeitfestigkeit, Umrechnungsfaktor zu Lastmoment und bezogenes Lastmoment

Abschließend wurde die Berechnung der Langzeitfestigkeit mithilfe des Haigh-Diagramms angepasst. Das in Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie genutzte angepasste Haigh-Diagramm unterscheidet sich von dem in Kapitel 4 der FKM-Richtlinie verwendeten durch die Berechnung des Abknickpunkts von Bereich I zu II. Dabei wird in Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie der Abknickpunkt von Bereich I anhand der zyklischen Streckgrenze $R_{p,zyk}$ bestimmt (vgl. Abbildung 2.12). Für das in Kapitel 4 der FKM-Richtlinie verwendete Haigh-Diagramm wird der Abknickpunkt anhand des Spannungsverhältnisses von $R = -\infty$ bestimmt. Die Anpassung gemäß Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie ermöglicht die Berücksichtigung der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen. Da im Rahmen dieser Arbeit die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen mithilfe der FEM abgebildet wird ist eine Berücksichtigung innerhalb des Haigh-Diagramms nicht notwendig. Entsprechend wird das Haigh-Diagramm entsprechend Kapitel 4 der FKM-Richtlinie für das adaptierte Vorgehen verwendet.

7.2 Validierung der Methode anhand experimenteller Ergebnisse

Validation of the method based on experimental results

Zur Validierung des angepassten Vorgehens gemäß Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie (vgl. Kapitel 7.1) wurden die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen, beschrieben in Kapitel 6.2, genutzt. Zusätzlich wurden die Eigenspannungen, bestimmt mithilfe von GPR-Modellen entsprechend Kapitel 5.2, zur Anpassung der Mittelspannungen verwendet. Bei den Eigenspannungen wurde zwischen den Eigenspannungen bestimmt nach der Druck- oder Zugbelastung sowie jenen, die sich aus der Differenz der Ober- und Unterspannungen ergeben, unterschieden (vgl. Abbildung 5.6 (a)). Bei der Validierung wurden die drei unterschiedlichen Eigenspannungen berücksichtigt. Dabei wird die Hypothese aufgestellt, dass die Eigenspannungen nach der Druckbelastung eine konservative, nach der Zugbelastung eine nicht konservative und anhand der Differenz der Ober- und Unterspannungen eine realitätsnahe Abschätzung darstellen. In Abbildung 7.4 sind nach Kapitel 4 der FKM-Richtlinie sowie nach dem angepassten Vorgehen von Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie die Zeitfestigkeitsgeraden den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 6 gegenübergestellt. Neben den Ergebnissen der festgewalzten Variante DR1 (Abbildung 7.4 (a)) und DR2 (Abbildung 7.4 (b)) sind jeweils die Ergebnisse der Referenzvariante REF dargestellt.

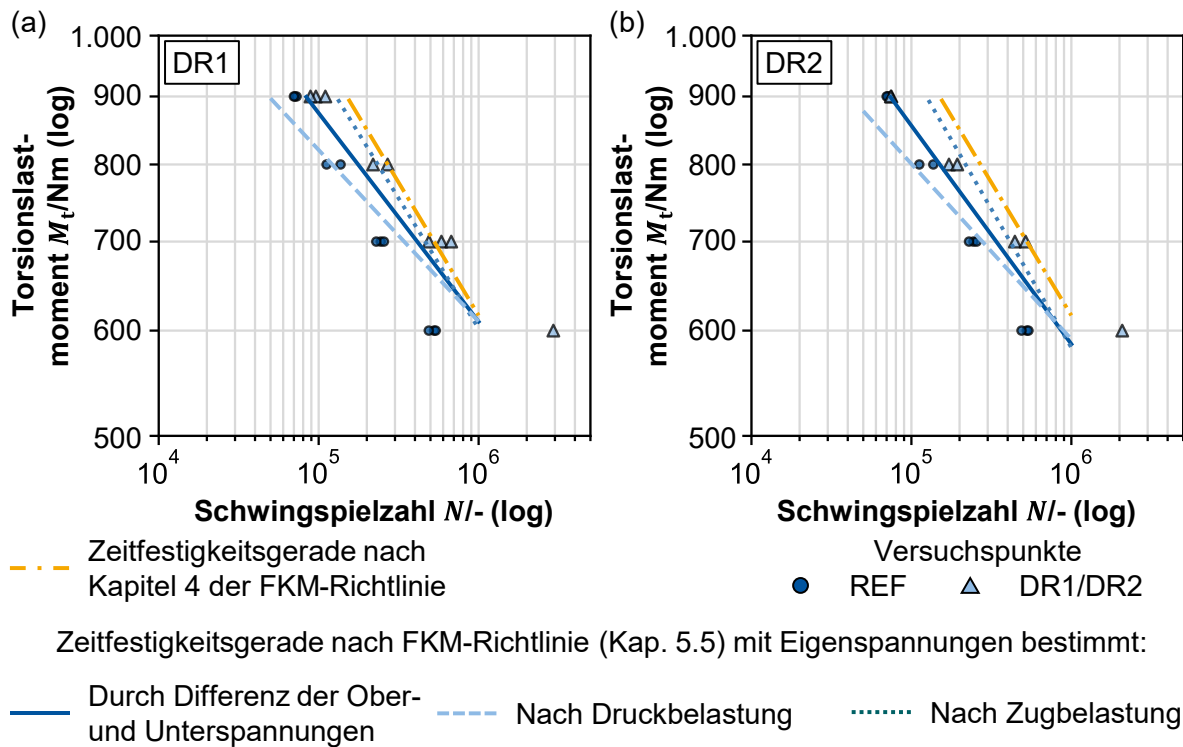


Abbildung 7.4: Zeitfestigkeitsgeraden erstellt mithilfe der angepassten Methode nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie und mithilfe von Kapitel 4 der FKM-Richtlinie im Vergleich zu den Versuchspunkten entsprechend Kapitel 6 für die festgewalzte Variante DR1 (a) und DR2 (b)

S-N curves generated using the adapted method according to Chapter 5.5 of the FKM Guideline and using Chapter 4 of the FKM Guideline in comparison to the test points according to Chapter 6 for the deep rolled variant DR1 (a) and DR2 (b)

Beim Vergleich der Zeitfestigkeitsgeraden nach Kapitel 4 der FKM-Richtlinie und somit dem herkömmlichen Vorgehen mit den experimentellen Ergebnissen ist eine nicht konservative Abschätzung der Schwingfestigkeit für hohe Torsionslastmomente erkennbar. Für niedrige Torsionslastmomente weist die Zeitfestigkeitsgerade zumindest für DR1 eine konservative Abschätzung auf. Entsprechend wird die Neigung bzw. der Wöhlerexponent der Zeitfestigkeitsgeraden überschätzt. Bei Kapitel 4 der FKM-Richtlinie verändert die Festwalzbearbeitung die Neigung nicht und ist konstant $k = 5$. Im Vergleich zu den Ergebnissen der Referenzvariante REF ist hingegen eine Übereinstimmung der Neigung erkennbar. Bei den drei Zeitfestigkeitsgeraden entsprechend des angepassten Vorgehens nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie ist die Auswahl der Eigenspannungen entscheidend. Dabei weisen alle drei Zeitfestigkeitsgeraden für ein niedriges Torsionslastmoment eine vergleichbare Schwingfestigkeit auf. Jedoch sind die Neigungen der drei Zeitfestigkeitsgeraden unterschiedlich. Die Zeitfestigkeitsgerade mit den Eigenspannungen nach der Zugbelastung ist vergleichbar geneigt wie die Zeitfestigkeitsgerade nach Kapitel 4 der FKM-Richtlinie. Entsprechend resultiert eine nicht konservative Abschätzung. Die Zeitfestigkeitsgerade mit den Eigenspannungen bestimmt nach der Druckbelastung bewirkt eine konservative Abschätzung der Schwingfestigkeit. Die Zeitfestigkeitsgerade mit den Eigenspannungen, bestimmt

anhand der Ober- und Unterspannungen, liefert eine realitätsnahe Abschätzung der Schwingfestigkeit und besitzt eine vergleichbare Neigung zu den experimentell bestimmten Zeitfestigkeitsgeraden. Die Ergebnisse bestätigen somit die zuvor aufgestellte Hypothese. Die Verläufe sind anhand der umgelagerten Eigenspannungen zu erklären. Dabei liegen mit steigendem Torsionslastmoment nach der Zugbelastung steigende Druckeigenspannungen, nach der Druckbelastung steigende Zugeigenspannungen und entsprechend der Differenz der Ober- und Unterspannungen nähern sich die Eigenspannungen null an (vgl. Kapitel 5).

Das adaptierte Vorgehen nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie mit den Eigenspannungen bestimmt anhand der Differenz der Ober- und Unterspannungen bildet die experimentellen Ergebnisse zuverlässig ab und eignet sich entsprechend für die Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen aus EN-GJS-700-2. Entsprechend werden im Folgenden die Eigenspannungen nach der Zug- bzw. Druckbelastung nicht weiter berücksichtigt. Der Einfluss der Festwalzparameter (Festwalzdruck und Vorschub) auf die Schwingfestigkeit wird in Kapitel 7.3 diskutiert.

7.3 Einfluss der Festwalzprozessparameter auf die Schwingfestigkeit

Influence of the deep rolling process parameters on the fatigue strength

Der Einfluss der Festwalzparameter Festwalzdruck und Vorschub auf die Schwingfestigkeit von festgewalzten Querbohrungen in Wellen wurde anhand der in Kapitel 7.1 vorgestellten und in Kapitel 7.2 validierten Methode charakterisiert. Als Eingangsgröße für die Methode dienten die GPR-Modelle zur Vorhersage der umgelagerten Eigenspannungen entsprechend Kapitel 5. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchung wurde derselbe Prozessraum betrachtet, der bereits bei der Erstellung der GPR-Modelle herangezogen wurde. Dabei wurden ein Festwalzdruck von $p_{DR} = 50$ bis 400 bar sowie ein Vorschub von $f_{DR} = 0,05$ bis 0,2 mm berücksichtigt.

In Abbildung 7.5 ist die resultierende Schwingfestigkeit, ermittelt mithilfe des angepassten Vorgehens nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie (vgl. Kapitel 7.1), in Abhängigkeit vom Festwalzdruck und Vorschub für ein Torsionslastmoment von $M_T = 600, 700, 800$ und 900 Nm dargestellt. Innerhalb der FKM-Richtlinie ist für den Gusseisenwerkstoff eine Grenzschwingspielzahl von $N_G = 10^6$ definiert. Ab der Grenzschwingspielzahl wird gemäß der FKM-Richtlinie kein Versagen des Bauteils angenommen. [FKM20] Bei einer berechneten Schwingspielzahl größer der Grenzschwingspielzahl wurde entsprechend in Abbildung 7.5 für eine vereinfachte Darstellung $N = N_G = 10^6$ festgelegt. Daraus resultiert bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600$ Nm ein Plateau bei hohen Festwalzdrücken und geringen Vorschüben.

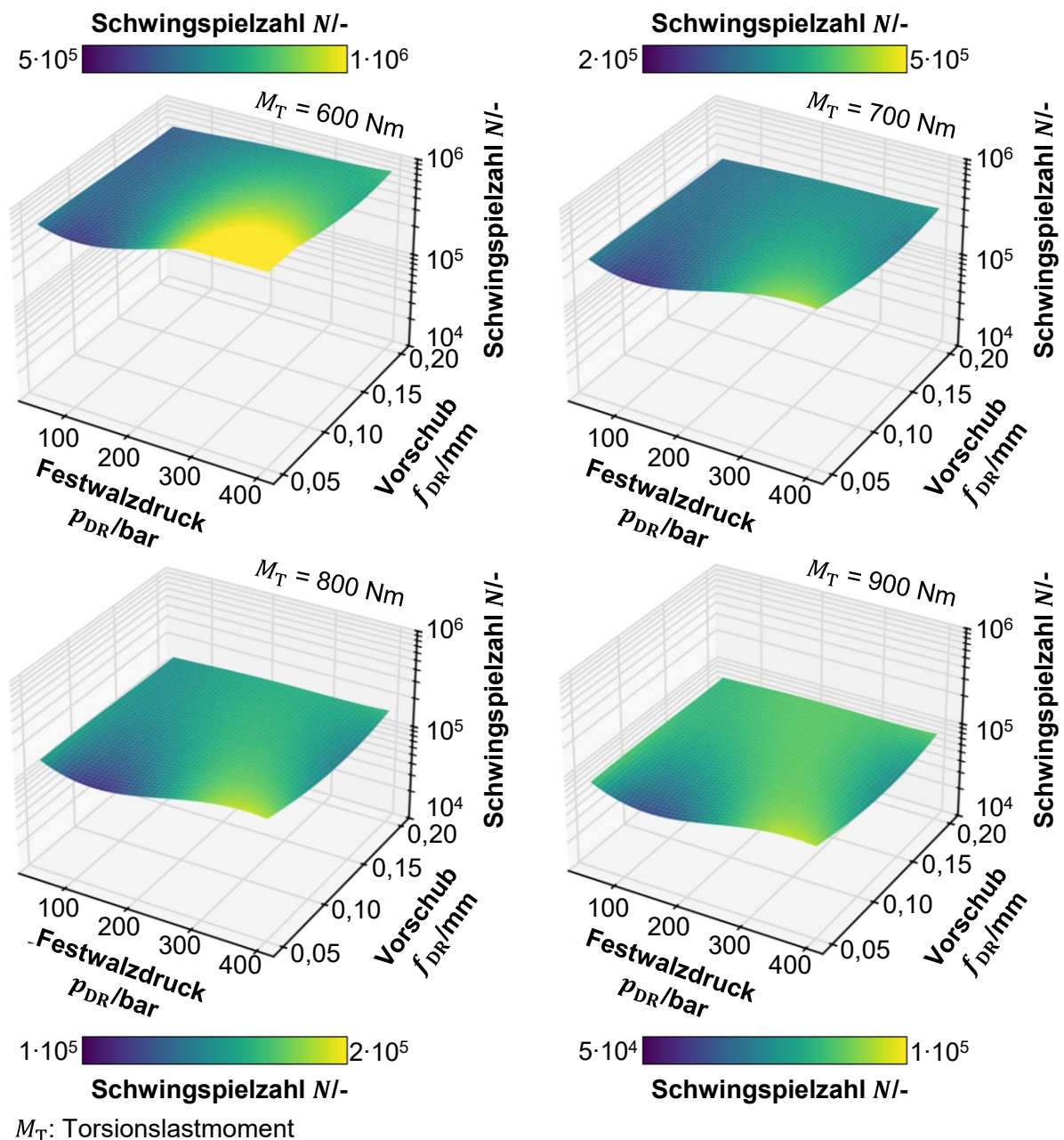


Abbildung 7.5: Einfluss des Festwalzdrucks und des Vorschubs auf die resultierende Schwingfestigkeit bei einem Torsionslastmoment von $M_T = 600 \text{ Nm}$, $M_T = 700 \text{ Nm}$, $M_T = 800 \text{ Nm}$ und $M_T = 900 \text{ Nm}$

Influence of the deep rolling pressure and the feed on the resulting fatigue strength at a torsional moment of $M_T = 600 \text{ Nm}$, $M_T = 700 \text{ Nm}$, $M_T = 800 \text{ Nm}$ and $M_T = 900 \text{ Nm}$

Sowohl eine Reduktion des Festwalzdrucks als auch eine Steigerung des Vorschubs resultieren in einer reduzierten Schwingfestigkeit. Dabei ist der Einfluss des Festwalzdrucks für den betrachteten Prozessraum größer als der Einfluss des Vorschubs. Auffällig ist ein lokales Minimum der Schwingfestigkeit im Bereich des Festwalzdrucks von $p_{DR} = 100 \text{ bar}$ und des Vorschubs von $f_{DR} = 0,05 \text{ mm}$. Zurückzuführen ist dies auf die umgelagerten Eigenspannungen (vgl. Abbildung 5.17). Dabei resultieren in diesem Bereich infolge der betriebslastbedingten Umlagerung geringere Druckeigenspannungen, die den auftretenden Zuglastspannungen entgegenwirken und somit zu einer

höheren Schwingfestigkeit führen als bei anderen Prozessparametersetups beim Festwalzen. In Bezug auf die Torsionslastmomente von $M_T = 700, 800$ und 900 Nm sind die Verläufe qualitativ ähnlich zum Torsionslastmoment von $M_T = 600$ Nm. Jedoch resultiert mit steigendem Torsionslastmoment ein reduzierter Einfluss der Festwalzparameter auf die Schwingfestigkeit. Dabei sind bei $M_T = 900$ Nm kaum Unterschiede infolge der unterschiedlichen Festwalzparameter erkennbar.

7.4 Übertragung auf den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT

Transfer to the tempered steel 34CrNiMo6+QT

Um die Generalisierbarkeit der beschriebenen Methode zur Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen zu überprüfen, wurde diese auf den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT übertragen. Der Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT wurde ausgewählt, da dieser in der Industrie häufig als alternativer Werkstoff für Wellen mit Querbohrungen eingesetzt wird. Im Folgenden werden die notwendigen Adaptionen infolge des geänderten Werkstoffs beschrieben.

Modellierung des Festwalzens entsprechend Kapitel 4.2

Bei der Modellierung des Festwalzens wurde lediglich das Werkstoffmodell abgeändert. Dabei wurde ein Lemaitre-Chaboche-Werkstoffmodell für den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT kalibriert. Die notwendigen experimentellen Zug-Druckversuche sowie die Kalibrierung der Werkstoffmodellparameter wurden vom Fraunhofer LBF in Darmstadt durchgeführt. Die Werkstoffmodellparameter sind in Tabelle 7.1 aufgelistet und in Kapitel 4 beschrieben.

Tabelle 7.1: Lemaitre-Chaboche-Werkstoffmodellparameter für den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT

Lemaitre-Chaboche material model parameters for the Q&T-steel 34CrNiMo6

	E	σ_0	Q_∞	b	C_1	C_2	C_3	C_4	γ_1	γ_2	γ_3	γ_4
Wert	205	551	-157	1,289	71,9	61,2	12,6	463	4.960	232	38,5	0,0013
Einheit	GPa	MPa	MPa	-	GPa	GPa	GPa	MPa	-	-	-	-

Modellierung der Torsionsbelastung entsprechend Kapitel 5.2

Bei der Modellierung der Torsionsbelastung mithilfe der FEM wurde einerseits das angepasste Werkstoffmodell verwendet (vgl. Tabelle 7.1) und andererseits der Parameterraum. Infolge der höheren Schwingfestigkeit des Vergütungsstahls 34CrNiMo6 +QT im Vergleich zum EN-GJS-700-2 wurde der berücksichtigte Bereich der eingestellten Torsionsbelastung angepasst. Dabei wurde ein minimales Torsionslastmoment von $M_T = 1.000$ Nm und ein maximales Torsionslastmoment von $M_T = 1.800$ Nm verwendet. Die Auswahl wurde anhand der experimentellen Untersuchungen von Reissner et al. bestimmt [REIS24]. Reissner et al. untersuchten die Schwingfestigkeit von Wellen mit kugelgestrahlten Querbohrungen mit gleicher Analogieprobengeometrie aus dem Werkstoff 34CrNiMo6+QT aus der gleichen Werkstoffcharge, der Analogieproben, die für die Durchführung der Versuche innerhalb dieses Unterkapitels verwendet wurden.

Vorhersage der Schwingfestigkeit anhand des angepassten Vorgehens nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie entsprechend Kapitel 7.1

Bei der Anwendung des angepassten Vorgehens nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie wurden die gusseisenwerkstoffspezifischen Anpassungen für den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT nicht berücksichtigt. Dabei wurde ausgenutzt, dass Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie für Stahlwerkstoffe ausgelegt ist. Entsprechend waren die werkstoffbedingten Anpassungen, die für den Gusseisenwerkstoff notwendig waren, in diesem Fall überflüssig. Die Eigenspannungen sowie die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen wurden entsprechend dem angepassten Vorgehen beschrieben in Kapitel 7.1 berücksichtigt. Die umgelagerten Eigenspannungen wurden mithilfe der FEM ermittelt. Zur Bewertung der Schwingfestigkeit wurde analog zur Vorgehensweise bei dem Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 das Haigh-Diagramm gemäß Kapitel 4 der FKM-Richtlinie herangezogen (vgl. Kapitel 7.1). Im Unterschied zum beschriebenen Vorgehen in Kapitel 7.1 kamen dabei unmittelbar die Ergebnisse der FEM-Simulationen zum Einsatz, ohne dass eine Zwischenmodellierung mittels GPR erforderlich war. Dieses vereinfachte Vorgehen war zielführend, da lediglich eine Validierung anhand ausgewählter experimenteller Ergebnisse erfolgte und somit nur eine begrenzte Anzahl an FEM-Simulationen notwendig war.

Experimentelle Validierung

Die Schwingfestigkeitsversuche zur experimentellen Validierung wurden am Fraunhofer LBF in Darmstadt durchgeführt. Dabei wurde ein servohydraulischer Schwingfestigkeitsprüfstand eingesetzt und die Versuche wurden entsprechend Reissner et. al. durchgeführt [REIS24]. Die Firma MAN Energy Solutions SE hat den Werkstoff zur Verfügung gestellt und die grundlegende Analogieprobenfertigung durchgeführt. Die entsprechenden Prozessparameter zur Bearbeitung der Querbohrung sind in Tabelle 7.2 aufgelistet.

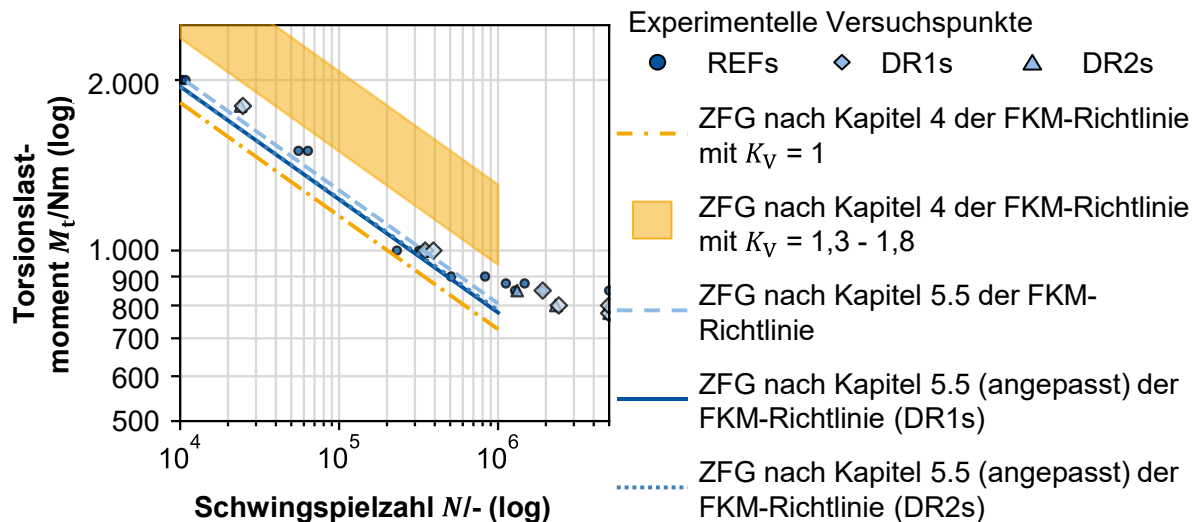
Tabelle 7.2: Prozessparameter zur Bearbeitung der Querbohrung

Process parameters for machining the cross bore

	Schnittgeschwindigkeit $v_c/\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$	Vorschub f bzw. Vorschubgeschwindigkeit v_f
Bohren	110	$f = 0,12 \text{ mm}$
Reiben	6	$f = 0,10 \text{ mm}$
Fase	130	$v_f = 500 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$

Die Festwalzbearbeitung der Querbohrung wurde von der Ecoroll AG durchgeführt. Dabei wurden zwei festgewalzte Varianten (DR1s und DR2s) berücksichtigt. Bei der ersten Variante (DR1s) wurde mit einem Festwalzdruck von $p_{\text{DR}} = 400 \text{ bar}$ und einem Vorschub pro Umdrehung von $f_{\text{DR}} = 0,05 \text{ mm}$ bei einer Spindeldrehzahl von $n_{\text{DR}} = 500 \text{ min}^{-1}$ gearbeitet. Die zweite Variante (DR2s) unterschied sich im Festwalzdruck und somit auch in der Überlappung der Bearbeitungsbahnen. Der Festwalzdruck betrug in diesem Fall $p_{\text{DR}} = 200 \text{ bar}$.

In Abbildung 7.6 sind die Zeitfestigkeitsgeraden des angepassten Vorgehens nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie für die Varianten DR1s und DR2s sowie nach dem herkömmlichen Vorgehen von Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie den experimentellen Schwingfestigkeitsergebnissen gegenübergestellt. Zusätzlich sind die Zeitfestigkeitsgeraden nach Kapitel 4 der FKM-Richtlinie mit einem Randschichtfaktor von $K_V = 1$ sowie $K_V = 1,3 - 1,8$ dargestellt. Dabei wird laut FKM-Richtlinie für die Referenzvariante REFs ein Randschichtfaktor von $K_V = 1$ und für die festgewalzten Varianten ein Randschichtfaktor zwischen $K_V = 1,3 - 1,8$ empfohlen [FKM20].



K_V : Randschichtfaktor; ZFG: Zeitfestigkeitsgerade

Abbildung 7.6: Gegenüberstellung der experimentellen Schwingfestigkeitsergebnisse mit den Vorhersagen der Methoden nach Kapitel 4 der FKM-Richtlinie für verschiedene Randschichtfaktoren K_V , nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie sowie mit angepasstem Vorgehen nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie

Comparison of the experimental fatigue results with the predictions of the methods according to Chapter 4 of the FKM-Guideline for different surface layer factors K_V , according to Chapter 5.5 of the FKM Guideline and with the adapted procedure according to Chapter 5.5 of the FKM Guideline

Beim Vergleich der experimentellen Ergebnisse der Varianten REFs, DR1s und DR2s sind keine eindeutigen schwingfestigkeitssteigernden Effekte der festgewalzten Varianten erkennbar. Unter Anwendung der FKM-Richtlinie nach Kapitel 4 wird hingegen ein deutlicher Schwingfestigkeitsanstieg der festgewalzten Varianten vorhergesagt. Die Zeitfestigkeitsgerade nach Kapitel 4 mit einem Randschichtfaktor von $K_V = 1$ ist eine konservative Abschätzung. Die Zeitfestigkeitsgeraden nach Kapitel 4 der FKM-Richtlinie mit einem Randschichtfaktor von $K_V = 1,3 - 1,8$ überschätzen die Schwingfestigkeit und sind entsprechend nicht für die Auslegung geeignet. Die Zeitfestigkeitsgeraden gemäß Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie sowie das angepasste Vorgehen nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie liefern konservative und damit sichere Abschätzungen der Schwingfestigkeit der betrachteten Versuchspunkte. Gleichzeitig zeigt sich, dass diese Abschätzungen eng an den experimentellen Messwerten liegen. Dies bedeutet, dass trotz der konservativen Herangehensweise bei der Bauteilauslegung kein oder

nur ein begrenztes Maß an Leichtbaupotenzial ungenutzt bleibt. Die Zeitfestigkeitsgeraden des angepassten Vorgehens der Varianten DR1s und DR2s sind nahezu identisch. Dies ist auf die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen zurückzuführen. Auch bei den niedrigen Torsionslastmomenten werden die mittels Festwalzens eingebrachten Druckeigenspannungen fast vollständig umgelagert. Nach einer Belastung mit einem Torsionslastmoment von $M_T = 1.000 \text{ Nm}$ verbleiben an der Oberfläche der Querbohrung bei DR1s $\sigma_{ES} = -18 \text{ MPa}$ und bei DR2s $\sigma_{ES} = -40 \text{ MPa}$ Druckeigenspannungen und nach einer Belastung mit einem Torsionslastmoment von $M_T = 1.800 \text{ Nm}$ liegen die Eigenspannungen bei $\sigma_{ES} = 1 \text{ MPa}$ und $\sigma_{ES} = -13 \text{ MPa}$. Entsprechend ist der Wöhlerexponent aller Zeitfestigkeitsgeraden bei $k = 5$ (vgl. Abbildung 2.3).

Das angepasste Vorgehen nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie weist somit auch für den untersuchten Vergütungsstahl eine zuverlässige Abschätzung der Schwingfestigkeit auf. Dabei ist in diesem Fall der Vorteil des angepassten Vorgehens im Vergleich zum Vorgehen nach Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie gleichwertig, da die Druckeigenspannungen im gesamten Zeitfestigkeitsbereich weitestgehend umgelagert sind, welches bei beiden Vorgehen abgebildet wird. Entsprechend ist keine Anpassung des Wöhlerexponenten für eine realitätsnahe Abbildung der Schwingfestigkeit notwendig.

7.5 Zwischenfazit

Intermediate conclusion

In Kapitel 7 wurde die Forschungsfrage untersucht: „**Wie kann die Schwingfestigkeitssteigerung modellbasiert vorhergesagt werden?**“. Die in Kapitel 5.5 der FKM-Richtlinie beschriebene Vorgehensweise zur Vorhersage der Schwingfestigkeit wurde für den Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 erweitert. Zusätzlich wurde die Methode so angepasst, dass die in Kapitel 5 beschriebenen Simulationsergebnisse der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen berücksichtigt werden. Anhand der Schwingfestigkeitsergebnisse aus Kapitel 6 wurde die Methode validiert und die Verbesserung gegenüber dem bestehenden Vorgehen, beschrieben in Kapitel 4 der FKM-Richtlinie, aufgezeigt. Anschließend wurde belegt, dass für den betrachteten Prozessraum höhere Festwalzdrücke sowie niedrigere Vorschübe zu einer gesteigerten Schwingfestigkeit führen. Wobei dieser Effekt bei niedrigeren Torsionslastmomenten stärker ausgeprägt ist. Zurückzuführen ist dies auf die umgelagerten Eigenspannungen. Bei höheren Festwalzdrücken und niedrigeren Vorschüben verbleiben höhere Druckeigenspannungen nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen. Bei höheren Torsionslastmomenten sind die Unterschiede der verbleibenden Druckeigenspannungen im Vergleich zu den auftretenden Lastspannungen gering, wodurch entsprechend der Effekt bei höheren Torsionslastmomenten geringer ausfällt. Folglich nimmt die festigkeitssteigernde Wirkung mit zunehmendem Torsionslastmoment ab. Die Übertragbarkeit der entwickelten Methode wurde anhand des Vergütungsstahls 34CrNiMo6+QT nachgewiesen.

Entsprechend konnte die Forschungshypothese: „**Die lebensdauersteigernde Wirkung des Festwalzens bei Querbohrungen in Wellen infolge des Einbringens von Druckeigenstressspannungen und Kaltverfestigung lässt sich unter Berücksichtigung simulativer Berechnungen vorhersagen.**“ nicht falsifiziert werden, so dass weiter von der Gültigkeit ausgegangen wird.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Summary and outlook

Der menschengemachte Klimawandel stellt eine der größten globalen Herausforderungen dar. Zur Reduzierung der Treibhausgasemissionen wird insbesondere auf die Leichtbauweise zurückgegriffen. Bei Bauteilen, die zyklisch hohen Belastungen ausgesetzt sind, ist das Leichtbaupotenzial insbesondere durch die Schwingfestigkeit an Kerbstellen, wie etwa Querbohrungen, begrenzt. Unter Last führen diese Kerbstellen zu Spannungsspitzen, sodass das Versagen der Bauteile oftmals an diesen Stellen einsetzt.

Um die lokale Schwingfestigkeit zu erhöhen, werden Druckeigenspannungen eingebracht und die Oberflächenhärte gesteigert. Hierbei kommen Härteverfahren wie das induktive Härten sowie mechanische Randzonenbearbeitungsverfahren wie das Festwalzen zum Einsatz. Herkömmliche Härteverfahren weisen bei Querbohrungen häufig eine unzureichende Tiefenwirkung auf oder sind nicht seriengerecht einsetzbar. Eine zu geringe Tiefenwirkung verlagert den Anrissort lediglich in die Tiefe der Querbohrung, ohne eine signifikante Verbesserung der Schwingfestigkeit zu bewirken. Das Festwalzen bietet hier ein großes Potenzial, da es eine vollständige Bearbeitung der Querbohrungsoberfläche ermöglicht und sich problemlos in bestehende Prozessketten integrieren lässt. Zur Abschätzung der Schwingfestigkeit wird üblicherweise auf die FKM-Richtlinie zurückgegriffen. Allerdings unterliegt die Berechnung der Schwingfestigkeit festgewalzter Bauteile erheblichen Unsicherheiten, da der Einfluss des Festwalzens aufgrund des komplexen betriebslastbedingten Umlagerungsverhaltens der Eigenspannungen unter Last variiert.

Eine präzisere Methode zur Bestimmung der Schwingfestigkeit festgewalzter Querbohrungen würde eine sicherere Ausnutzung des Leichtbaupotenzials ermöglichen und den Bedarf an umfangreichen experimentellen Untersuchungen deutlich reduzieren. Der Forschungsarbeit liegt daher die Forschungshypothese zugrunde, dass **die Modifikation der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen infolge des Einbringens von Druckeigenspannungen und Kaltverfestigung sich auf Grundlage simulativer Berechnungen vorhersagen lässt.**

In einem ersten Schritt wurde der Einfluss der Prozessparameter beim Festwalzen auf die Randzoneneigenschaften sowohl experimentell als auch numerisch untersucht. Dabei wurde die Forschungsfrage *Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen den Festwalzparametern und den Randzoneneigenschaften von Querbohrungen?* beantwortet. Die Untersuchungen am Gusseisenwerkstoff EN-GJS-700-2 zeigten ein teilweises Ausdrücken der Graphiteinschlüsse aus der Oberfläche. Zudem führte die Kaltverfestigung zu einer erhöhten Härte, und es wurden Druckeigenspannungen in die Randzone induziert. Diese Eigenspannungen wurden insbesondere durch den Festwalzdruck beeinflusst. Innerhalb des betrachteten Parameterraums führten höhere Festwalzdrücke zu höheren maximalen Druckeigenspannungen und zu einem Nulldurchgang in größerer Tiefe der Randzone.

In einem zweiten Schritt wurde der Einfluss der schwingenden Torsionsbelastung auf die eingebrachten Eigenspannungen sowohl experimentell als auch numerisch untersucht. Dabei wurde die Forschungsfrage *Welche Ursache-Wirkungszusammenhänge bestehen zwischen der Torsionsbelastung und der betriebslastbedingten Umlagerung der mittels Festwalzens zuvor eingebrachten Eigenspannungen in der Werkstückrandzone?* beantwortet. Die Ergebnisse zeigen, dass die eingebrachten Druckeigenspannungen bei höherer Torsionsbelastung stärker umlagern. Ab einem Torsionslastmoment von ca. $M_T = 900 \text{ Nm}$ sind sie unabhängig von den ursprünglich eingebrachten Druckeigenspannungen vollständig umgelagert. Ist die betriebslastbedingte Umlagerung der Eigenspannungen nicht vollständig, führen höhere durch das Festwalzen eingebrachte Druckeigenspannungen zu höheren verbleibenden Druckeigenspannungen nach der Umlagerung.

In einem dritten Schritt wurde der Einfluss des Festwalzens auf die Schwingfestigkeit und das Risswachstumsverhalten experimentell untersucht. Dabei wurde die Forschungsfrage *Welchen Einfluss haben die umgelagerten Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit?* beantwortet. Die Ergebnisse der festgewalzten Proben zeigten, dass höhere Druckeigenspannungen nach der betriebslastbedingten Umlagerung der Eigenspannungen zu einer gesteigerten Schwingfestigkeit führten. Hingegen wurde bei vollständig umgelagerten Druckeigenspannungen keine Erhöhung der Schwingfestigkeit festgestellt. Entsprechend wurde eine Modifikation der Neigung der Wöhlergeraden im Zeitfestigkeitsbereich beobachtet. Im Vergleich zu den kugelgestrahlten Proben wiesen die festgewalzten Proben eine geringere Schwingfestigkeit auf. Dies wurde auf die Richtungsabhängigkeit der durch das Festwalzen eingebrachten Druckeigenspannungen zurückgeführt. Insbesondere waren die Druckeigenspannungen, die den Lastspannungen entgegenwirken, nach dem Festwalzen geringer als nach dem Kugelstrahlen.

In einem vierten Schritt wurde auf Grundlage des Vorgehens der FKM-Richtlinie unter Berücksichtigung der innerhalb von Forschungsfrage eins und zwei numerisch berechneten Eigenspannungen eine Methode zur Berücksichtigung des Festwalzens bei der Auslegung von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen entwickelt. Dabei wurde die Forschungsfrage *Wie kann die Schwingfestigkeitssteigerung modellbasiert vorhergesagt werden?* beantwortet. Die Ergebnisse zeigten, dass mit der entwickelten Methode die Schwingfestigkeit im Zeitfestigkeitsbereich zuverlässiger vorhergesagt werden konnte als mit dem herkömmlichen Vorgehen nach der FKM-Richtlinie. Zudem wurde die Übertragbarkeit der Methode auf den Vergütungsstahl 34CrNiMo6+QT nachgewiesen.

Das Forschungsziel der **modellbasierten Vorhersage der Schwingfestigkeit von Wellen mit festgewalzten Querbohrungen** wurde entsprechend erreicht.

Ausblick

Im Rahmen dieser Dissertation wurde eine Methode zur Berücksichtigung des Festwalzens bei der Auslegung von Bauteilen mit Querbohrung entwickelt. In den nächsten Schritten ist eine Erweiterung der entwickelten Methode insbesondere für die Kombination von Randhärteverfahren mit dem Festwalzen zielführend. Dabei wurde im Rahmen von Kapitel 6 aufgezeigt, dass die Schwingfestigkeit von induktiv gehärteten Wellen mit festgewalzten Querbohrungen im Vergleich zu lediglich induktiv gehärteten bzw. lediglich festgewalzten Querbohrungen deutlich gesteigert werden kann. Weiterhin ist eine Übertragbarkeit der Methode auf andere Kerbstellen nachzuprüfen.

Neben der Unsicherheit bei der Auslegung von Bauteilen mit festgewalzten Querbohrungen ist für die fertigungstechnische Umsetzung zumeist ein zusätzliches leistungsstarkes Hydraulikaggregat sowie eine Drehdurchführung notwendig. Für bestehende Prozessketten stellt das Hydraulikaggregat aufgrund des Platzbedarfs und der Investitionskosten häufig eine Herausforderung dar. Zudem beschränkt die Drehdurchführung die maximale Drehzahl und somit die Prozessgeschwindigkeit. Ein Ansatz, beide Einschränkungen zu umgehen, ist der Einsatz des fliehkraftbasierten Wirkprinzips zur Generierung der Prozesskraft [UHLM22]. Das fliehkraftbasierte Festwalzen ist jedoch bisher nur unzureichend untersucht und es existieren keine kommerziellen Lösungen am Markt. Im Rahmen erster Untersuchungen wurde die grundlegende Machbarkeit nachgewiesen. Die Ergebnisse sind entsprechend in [UHLM22] veröffentlicht.

Weiterhin wurde die Rauheit der festgewalzten Oberflächen bei der entwickelten Methode lediglich auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen berücksichtigt. Die Rauheit hat dabei, abhängig vom Werkstoff, einen maßgeblichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit und ist daher bei der Auslegung von Bauteilen zwingend zu berücksichtigen [BAE24]. Um das Leichtbaupotenzial des Festwalzens bei der konstruktiven Auslegung ohne zusätzliche experimentelle Untersuchungen vollständig ausschöpfen zu können, ist eine verlässliche Vorhersage der resultierenden Rauheit erforderlich. Zur Vorhersage der Rauheit nach dem Festwalzen wird bisher insbesondere auf geometrische Zusammenhänge infolge der Überlappung zurückgegriffen [DENK20]. Dabei werden weder die reale Rauheit der Werkstückoberfläche noch die des Walzkörpers berücksichtigt. Eine Einbeziehung der Rauheit innerhalb der FEM ist sehr rechenintensiv, insbesondere unter Berücksichtigung von Schmierstoff sowie der sich bildenden geschlossenen und offenen Schmierstofftaschen im Einsatz. Einen möglichen Ansatz zur numerischen Abschätzung der Rauheit bietet das Halbraummodell. Hauer zeigte für Einglättungsversuche unter Berücksichtigung des Schmierstoffs eine valide Vorhersage der resultierenden Rauheit auf Grundlage der initialen Rauheiten der Werkstücke und Werkzeuge [HAUE14]. Dabei existieren bisher keine kommerziell angebotenen Lösungen, und die bisher implementierten Lösungen weisen sehr hohe Rechenzeiten auf. Bei einer ersten Implementierung des Halbraummodells für den Festwalzprozess wurde zur Beschleunigung der Berechnung ausgenutzt, dass die Berechnungen der Spannungen und Deformationen einer Kernel-Konvolution entsprechen und somit effektiv mithilfe von GPU-Parallelisierung gelöst werden können. Zudem wurde zur Reduktion des Speicherbedarfs diverse Symmetrien und wiederholende

Muster innerhalb der Nachgiebigkeitsmatrix ausgenutzt und durch eine entsprechende Transformation in eine reduzierte Nachgiebigkeitsmatrix überführt. Das entwickelte Modell ermöglicht die Berechnung des Festwalzens mit 25.000.000 Elemente innerhalb von $T_{\text{sim}} \approx 8$ h auf einem Computersystem mit einem AMD Ryzen 5 5600X Hexa-core CPU mit 4.6 GHz, 32 GByte DDR4 Arbeitsspeicher und einem Nvidia Tesla K80 GPU mit 4.992 CUDA-Prozessoren und 24 GByte GDDR5 Speicher.

Zur grundlegenden Validierung wurden experimentelle Festwalzuntersuchungen entsprechend Abbildung 8.1 (a) durchgeführt. Dabei diene der Härteeindruck im nicht festgewalzten Bereich als Referenz, um die gemessenen Oberflächentopografien vor und nach dem Festwalzen übereinanderzulegen und somit die Änderung der einzelnen Rauheitsspitzen zu charakterisieren. Die in Schritt zwei gemessene Oberflächentopografie des Werkstücks sowie des Walzkörpers diene als Eingangsgröße für das Halbraummodell. In Abbildung 8.1 (b) sind die experimentellen Ergebnisse exemplarisch für ein Topografieprofil vor und nach dem Festwalzen dargestellt. In Abbildung 8.1 (c) hingegen sind die numerisch bestimmten Topografieprofile zu sehen.

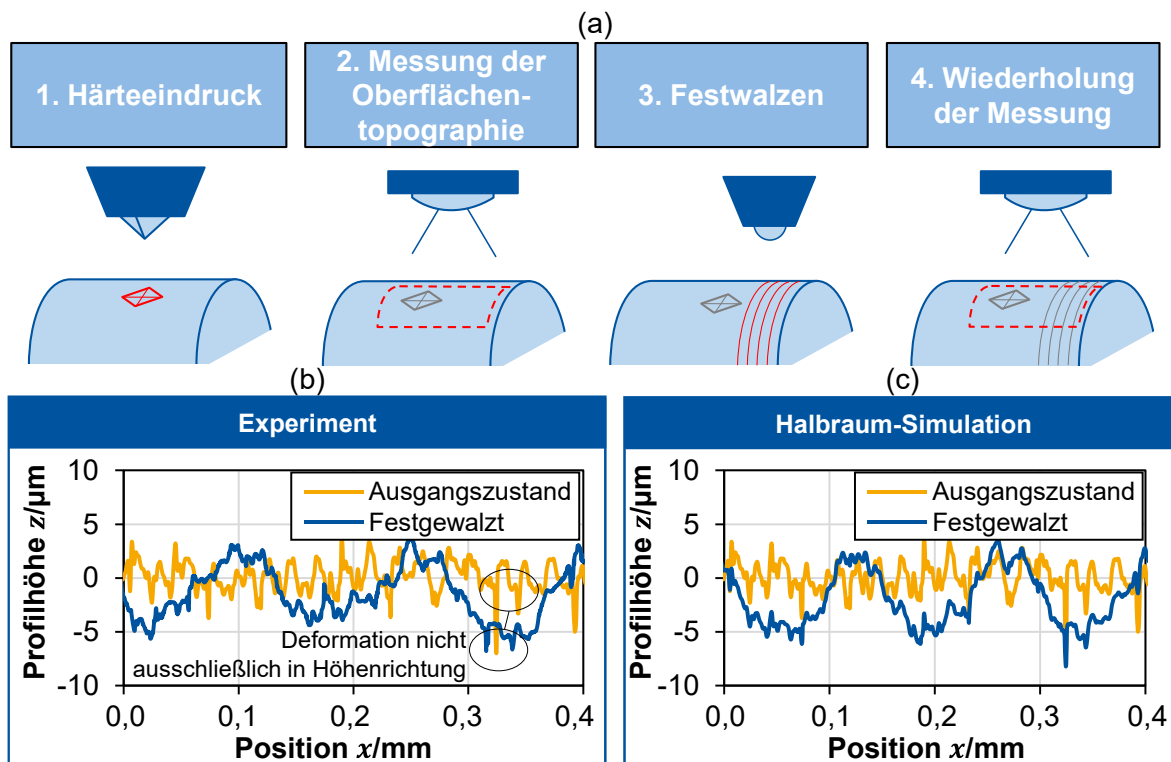


Abbildung 8.1: Vorgehen zur Durchführung der experimentellen Validierungsversuche des Halbraummodells des Festwalzens (a) sowie experimentell (b) bzw. mittels Halbraummodell (c) ermittelte Topografieprofile vor und nach dem Festwalzen

Procedure for carrying out the experimental validation tests for the half-space model of deep rolling (a) and topography profiles determined experimentally (b) and using the half-space model (c) before and after deep rolling

Qualitativ und quantitativ weisen die numerisch bestimmten Ergebnisse im Vergleich zu den experimentell bestimmten Ergebnissen eine hohe Ähnlichkeit auf. Jedoch wird eine Schwäche des Halbraummodells deutlich: Das Halbraummodell schränkt alle

Freiheitsgrade bis auf die Höhenrichtung ein, wodurch eine Verschiebung der Knotenpunkte in x-Richtung nicht möglich ist. Für den gezeigten Fall tritt dieser Effekt nur leicht auf. Es wird jedoch davon ausgegangen, dass dieser Effekt bei einer hohen Überlappung verstärkt auftritt und somit den Fehler des Modells erhöht.

Summary and Outlook

Man-made climate change is one of the biggest global challenges. To reduce greenhouse gas emissions, lightweight construction is being used in particular. For components that are exposed to high cyclic loads, the lightweight construction potential is limited in particular by the fatigue strength at notches, such as cross bores. Under load, these notches lead to stress peaks, which often cause the components to fail at these locations.

In order to increase the local fatigue strength, compressive residual stresses are induced and the surface hardness is increased. Hardening processes such as induction hardening and mechanical surface treatments such as deep rolling are used for this purpose. Conventional hardening processes often have an insufficient depth effect for cross bores or are not suitable for series production. An insufficient depth effect only shifts the crack initiation location to the deeper depth of the cross bore without significantly improving the fatigue strength.

Deep rolling offers great potential here, as it enables complete machining of the cross bore surface and can be easily integrated into existing process chains. The FKM guideline is usually used to estimate the fatigue strength. However, the calculation of the fatigue strength of deep rolled components is subject to considerable uncertainties, as the influence of deep rolling varies under load due to the complex redistribution behavior of the residual stresses.

A more precise method for determining the fatigue strength of deep rolled cross bores would enable a safer utilization of the lightweight construction potential and significantly reduce the need for extensive experimental investigations. The research work is based on the research hypothesis that **the modification of the fatigue strength of shafts with deep rolled cross bores as a result of the induction of compressive residual stresses and strain hardening can be predicted on the basis of simulative calculations.**

In a first step, the influence of the process parameters during deep rolling on the surface layer properties was investigated both experimentally and numerically. The research question *What are the cause-effect relationships between the deep rolling parameters and the surface layer properties of cross bores?* was answered. The investigations on the cast iron material EN-GJS-700-2 showed a partial squeezing out of the graphite inclusions from the surface. In addition, work hardening led to increased hardness and compressive residual stresses were induced in the surface layer. These residual stresses were particularly influenced by the deep rolling pressure. Within the parameter space under consideration, higher deep rolling pressures led to higher maximum compressive residual stresses and to a zero crossing at a greater depth in the surface layer.

In a second step, the influence of the oscillating torsional load on the residual stresses induced was investigated both experimentally and numerically. The research question *What are the cause-effect relationships between torsional load in the run-in phase and*

redistribution of the residual stresses previously induced by deep rolling in the work-piece surface layer? was answered. The results show that the compressive residual stresses induced are redistributed more pronounced at higher torsional loads. From a torsional load moment of approx. $M_T = 900 \text{ Nm}$, the compressive residual stresses are completely redistributed independently of the originally induced compressive residual stresses. If the redistribution is not complete, higher compressive residual stresses induced by deep rolling lead to higher remaining compressive residual stresses after the redistribution.

In a third step, the influence of deep rolling on the fatigue strength and crack growth behavior was investigated experimentally. The research question *What influence do the redistributed residual stresses have on the fatigue strength?* was answered. The results of the deep rolled specimens showed that higher compressive residual stresses after redistribution led to increased fatigue strength. On the other hand, no increase in fatigue strength was observed with completely redistributed compressive residual stresses. Correspondingly, a modification of the slope of the S-N curve was observed in the finite life fatigue area. Compared to the shot peened specimens, the deep rolled specimens exhibited a lower fatigue strength. This was attributed to the directional dependence of the compressive residual stresses induced by deep rolling. In particular, the residual compressive stresses, which counteract the load stresses, were lower after deep rolling than after shot peening.

In a fourth step, based on the procedure of the FKM guideline and taking into account the residual stresses calculated numerically in research questions one and two, a method was developed to take into account deep rolling in the design of shafts with deep rolled cross bores. The research question *How can the increase in fatigue strength be predicted based on a model?* was answered. The results showed that with the developed method, the fatigue strength in the finite life fatigue area could be predicted more reliably than with the conventional procedure according to the FKM guideline. The transferability of the method to the 34CrNiMo6+QT quenched and tempered steel was also demonstrated.

The research objective of **the model-based prediction of the fatigue strength of shafts with deep rolled cross bores** was achieved accordingly.

Outlook

As part of this dissertation, a method was developed to take deep rolling into account when designing components with cross bores. In the next steps, an extension of the developed method is particularly useful for the combination of surface hardening processes with deep rolling. It was shown in Chapter 6 that the fatigue strength of induction hardened shafts with deep rolled cross bores can be significantly increased compared to induction hardened or only deep rolled cross bores. Furthermore, the transferability of the method to other notches must be verified.

In addition to the uncertainty in the design of components with deep rolled cross bores, an additional powerful hydraulic unit and a rotary feed-through are usually required for production implementation. For existing process chains, the hydraulic unit often poses a challenge due to the space required and the investment costs. In addition, the rotary feed-through limits the maximum speed and therefore the process speed. One approach to circumvent both limitations is to use the centrifugal force-based operating principle to generate the process force [UHLM22]. However, centrifugal force-based deep rolling has not yet been sufficiently investigated and there are no commercial solutions on the market. The basic feasibility was demonstrated in initial investigations. The results have been published in [UHLM22].

Furthermore, the roughness of the deep rolled surfaces was only taken into account in the developed method on the basis of experimental investigations. Depending on the material, the roughness has a significant influence on the fatigue strength and must therefore be taken into account when designing components [BAE24]. A reliable prediction of the resulting roughness is required in order to be able to fully exploit the lightweight construction potential of deep rolling during design without additional experimental investigations. To predict the roughness after deep rolling, geometric correlations due to overlapping have been used in particular [DENK20]. Neither the real roughness of the workpiece or the rolling body is taken into account. Including the roughness within the FEM is very computationally intensive, especially when taking into account the lubricant and the closed and open lubricant pockets that form during forming.

The half-space model offers a possible approach for numerical estimation of roughness. Hauer showed a valid prediction of the resulting roughness based on the initial roughness of the workpieces and tools for smoothing tests taking the lubricant into account. There are no commercially available solutions to date, and the solutions implemented so far have very high calculation times. In an initial implementation of the half-space model for the deep rolling process, the calculation was accelerated by taking advantage of the fact that the calculations of the stresses and deformations correspond to a kernel convolution and can therefore be solved effectively using GPU parallelization. In addition, various symmetries and repetitive patterns within the compliance matrix were utilized to reduce memory requirements and converted into a reduced compliance matrix by means of a corresponding transformation. The developed model allowed the calculation of deep rolling with 25,000,000 elements within $t_{\text{sim}} \approx 8$ h

on a computer system with an AMD Ryzen 5 5600X Hexacore CPU with 4.6 GHz, 32 GByte DDR4 memory and an Nvidia Tesla K80 GPU with 4,992 CUDA processors and 24 GByte GDDR5 memory.

For basic validation, experimental deep rolling tests were carried out as shown in Figure 8.1 (a). The hardness indentation in the not deep rolled area served as a reference to overlay the measured surface topographies before and after deep rolling and thus to characterize the change of the individual roughness peaks. The surface topography of the workpiece and the rolling body measured in step two served as input variables for the half-space model. Figure 8.1 (b) shows an example of the experimental results for a topography profile before and after deep rolling. Figure 8.1 (c), on the other hand, shows the numerically determined topography profiles.

Qualitatively and quantitatively, the numerically determined results are very similar to the experimentally determined results. However, a weakness of the half-space model becomes clear: The half-space model restricts all degrees of freedom except in the height direction, which means that it is not possible to move the nodal points in the x-direction. In the case shown, this effect only occurs slightly. However, it is assumed that this effect occurs more pronounced with a high overlap and thus increases the error of the model.

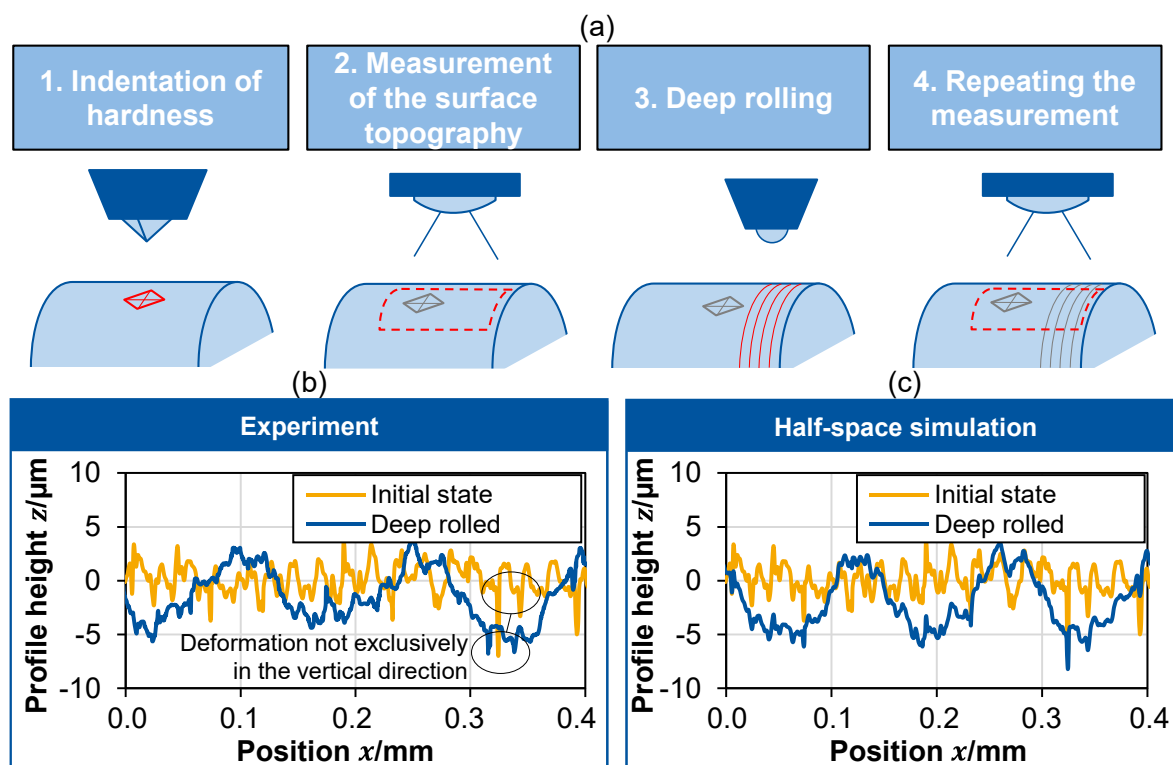


Figure 8.1: Procedure for carrying out the experimental validation tests for the half-space model of deep rolling (a) and topography profiles determined experimentally (b) and using the half-space model (c) before and after deep rolling

Vorgehen zur Durchführung der experimentellen Validierungsversuche des Halbraummodells des Festwalzens (a) sowie experimentell (b) bzw. mittels Halbraummodell (c) ermittelte Topografieprofile vor und nach dem Festwalzen

9 Literaturverzeichnis

Bibliography

- [ABRÃ15] Abrão, A. M.; Denkena, B.; Köhler, J.; Breidenstein, B.; Mörke, T.: The inducement of residual stress through deep rolling of AISI 1060 steel and its subsequent relaxation under cyclic loading. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 79. Jg., 2015, Nr. 9-12, S. 1939–1947
- [AKKU11] Akkurt, A.: Comparison of Roller Burnishing Method with Other Hole Surface Finishing Processes Applied on AISI 304 Austenitic Stainless Steel. In: Journal of Materials Engineering and Performance, 20. Jg., 2011, Nr. 6, S. 960–968
- [ANDE17] Anderson, T. L.: Fracture mechanics. Fundamentals and applications. 4. überarb. Aufl. Boca Raton, FL: CRC Press, 2017
- [ANGK20] Angkurarach, L.; Juijerm, P.: Effects of High-Temperature Deep Rolling on Fatigue, Work Hardening, and Residual Stress Relaxation of Martensitic Stainless Steel AISI 420. In: Journal of Materials Engineering and Performance, 29. Jg., 2020, Nr. 2, S. 1416–1423
- [AREN23] Arendes, D.: Grundlagen der Umformtechnik. In: Arendes, D. (Hrsg.): Einführung in die Umformtechnik. Ein Lehrbuch zum Einstieg für Technikinteressierte. 1. Aufl. Wiesbaden, Heidelberg: Springer Vieweg, 2023, S. 1–30
- [BAE24] Bae, D.-S.; Lee, J.-K.: Effect of Surface Roughness on Fatigue Strength in Martensitic Stainless Steel. In: International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, 25. Jg., 2024, Nr. 10, S. 2125–2131
- [BÄKE24] Bäker, M.: Numerische Methoden in der Materialwissenschaft. 1. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2024
- [BART07] Bartels C.; Gerhards, R.; Hanselka, H.; Herfurth, K.; Kaufmann, H.; Kleinkröger, W.; Lampic, M.; Löblich, H.; Menk, W.; Pusch, G.; Schmidt, T.; Schütt, K.-H.; Tölke, P.; Warnke, E. P.: Gusseisen mit Kugelgraphit. Herstellung - Eigenschaften - Anwendung. URL: www.kug.bdguss.de [Stand: 04.03.2025]
- [BERG18] Berger, C.; Blauel, J. G.; Hodulak, L.; Pyttel, B.; Varfolomeev, I.: Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. (Reihe: FKM-Richtlinie). 4. überarb. Aufl. Frankfurt am Main: VDMA-Verl., 2018

- [BERS82] Berstein, G.; Fuchsbauer, B.: Festwalzen und Schwingfestigkeit. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 13. Jg., 1982, Nr. 3, S. 103–109
- [BORB01] Borbe, C.: Bauteilverhalten hartgedrehter Funktionsflächen. Düsseldorf: VDI Verlag, 2001
- [BORG24] Borgeest, K.: Messtechnik und Prüfstände für Verbrennungsmotoren. Messungen am Motor, Abgasanalytik, Prüfstände und Medienversorgung. 3. überarb. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2024
- [BREN02] Brent, R. P.: Algorithms for minimization without derivatives. (Reihe: Dover books on mathematics). Mineola, NY: Dover Publications, 2002
- [BURG01] Burgtorf, U.; St. Hock; Schulz, M.; Sollich, A.: Synthetische Schwingfestigkeitsdaten für randschichtgehärtete Getriebebauteile. In: HTM Journal of Heat Treatment and Materials, 56. Jg., 2001, Nr. 3, S. 200–205
- [CHME18] Chmelko, V.; Margetin, M.; Harakal', M.: Notch effect of welded joint. In: MATEC Web of Conferences, 165. Jg., 2018, S. 21003
- [DASS21a] Dassault Systèmes: Simulia User Assistance 2021
- [DASS21b] Dassault Systèmes: Abaqus 2021 documentation. URL: https://help.3ds.com/2021/english/dssimulia_established/SIMULIA_Established_FrontmatterMap/sim-r-DSDo-cAbaqus.htm?con-textscope=all&id=ec01bc8c83d743a6a30123c5a034edca [Stand: 26.03.2025]
- [DENK11] Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: Spanen. Grundlagen. (Reihe: VDI-Buch). 3. überarb. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 2011
- [DENK20] Denkena, B.; Abrão, A. M.; Krödel, A.; Meyer, K. H.: Analytic roughness prediction by deep rolling. In: Production Engineering, 14. Jg., 2020, Nr. 3, S. 345–354
- [DIN12] DIN 743 (2012): Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen
- [DIN15] DIN EN ISO 14577-1 (2015): Metallische Werkstoffe - Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter
- [DIN19] DIN EN 1563 (2019): Gießereiwesen - Gusseisen mit Kugelgraphit
- [DIN22a] DIN 8580 (2022): Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung

- [DIN22b] DIN 50100 (2022): Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile
- [ECKE92] Eckersley, J. S.; Ferrelli, B.: Using Shot Peening to Multiply the Life of Compressor Components. In: International Compressor Engineering Conference, 1992. Jg., 1992, Nr. Paper 885
- [FEDE21] Federal Climate Change Act. KSG, 2021. URL: https://www.gesetze-im-internet.de/englisch_ksg/englisch_ksg.pdf
- [FIED13] Fiedler, A.: Einfluss des Werkstoffzustandes auf das Wärmebehandlungsergebnis beim induktiven Randschichthärten. Dissertation. Darmstadt, 2013
- [FKM20] FKM (Hrsg.): Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. FKM-Richtlinie. 7. überarb. Aufl. Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2020
- [GIET25] Gieterij Dijkkamp B.V.: Merkmale von GGG70. URL: <https://www.dijkkamp.nl/de/material/ggg70-en-gjs-700-2/> [Stand: 01.03.2025]
- [GÖRT23] Görtan, M. O.; Yüksel, B.: Improvement of Fatigue Properties of EN AW 6082 Aluminum Alloy using Different Deep Rolling Directions. In: International Journal of Automotive and Mechanical Engineering, 20. Jg., 2023, Nr. 2, S. 10351–10358
- [GÖTZ03] Götz, C.: Randschichthärten von Kurbelwellen. In: MTZ - Motor-technische Zeitschrift, 64. Jg., 2003, Nr. 9, S. 746–751
- [GÖTZ22] Götz, S.; Eulitz, K.-G.: Betriebsfestigkeit. Bauteile sicher auslegen! 2. überarb. Aufl. Wiesbaden, Heidelberg: Springer Vieweg, 2022
- [GPT24] GPT 5: Nelder-Mead-Simplex Algorithmus. URL: <https://gpt5.blog/nelder-mead-simplex-algorithmus/> [Stand: 21.12.2024]
- [GRUM07] Grum, J.: Influence of various induction-heating and grinding conditions on residual stress profiles. In: International Journal of Microstructure and Materials Properties, 2. Jg., 2007, Nr. 3/4, S. 310
- [GÜNT24] Günther, S.; Muhammedi, B.; Werner, T.; Ulrich, C.; Schlecht, B.; Hasse, A.; Brosius, A.: Untersuchung zur Steigerung der Dauerfestigkeit von Wellen durch Festwalzen. In: Forschung im Ingenieurwesen, 88. Jg., 2024, Nr. 1

- [HABE16] Habenbacher Johann: Ein durchgängiger Betriebsfestigkeitsnachweis für Schienenfahrzeuge. Graz, 2016
- [HAPP87] Happ, M. B.: Dovetail Peening by the Deflector Method. In: Wohlfahrt, H.; Kopp, R.; Vöhringer, O. (Hrsg.): Proceedings of the 3rd International Conference on Shot Peening, 1987
- [HAUE14] Hauer, F.: Die elasto-plastische Einglättung rauer Oberflächen und ihr Einfluss auf die Reibung in der Umformtechnik. Dissertation. Nürnberg, 2014
- [HEIN18] Heine, L.-M.: Damage Tolerant Design with High Strength Cast Iron EN-GJS-700-2. Dissertation. Aachen, 2018
- [ILSC16] Ilchner, B.; Singer, R. F.: Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik. Eigenschaften, Vorgänge, Technologien. 6. überarb. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2016
- [ISS24] Iss, V.; Meis, J.-A.; Rajaei, A.; Hallstedt, B.; Broeckmann, C.: Fatigue strength evaluation of case-hardened components combining heat-treatment simulation and probabilistic approaches. In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 47. Jg., 2024, Nr. 3, S. 745–765
- [KINN23] Kinner-Becker, T.; Sölter, J.: Influence of initial stress on the residual stress generated by deep rolling. In: Procedia CIRP, 117. Jg., 2023, S. 128–132
- [KIRC07] Kirchner, E.: Leistungsübertragung in Fahrzeuggetrieben. Grundlagen der Auslegung, Entwicklung und Validierung von Fahrzeuggetrieben und deren Komponenten. (Reihe: VDI-Buch). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2007
- [KIST14] Kistler Group: Acoustic Emission Sensor - for high temperature & hazardous areas, Type 8152C. Data sheet, 2014
- [KLEI19] Klein, B.; Gänsicke, T.: Leichtbau-Konstruktion. Dimensionierung, Strukturen, Werkstoffe und Gestaltung. 11. überarb. Aufl. Wiesbaden, Heidelberg: Springer Vieweg, 2019
- [KLOC14] Klocke, F.; Shirobokov, A.; Mattfeld, P.; Feuerhack, A.: Festwalzen von Feinschneidstempeln. In: wt werkstatttechnik online, 104. Jg., 2014, S. 660–665
- [KLOC17] Klocke, F.: Fertigungsverfahren 4. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2017
- [KREM03] Krempl, E.: Rate (time)-dependent deformation behavior: an overview of some properties of metals and solid polymers. In: International Journal of Plasticity, 19. Jg., 2003, Nr. 7, S. 1069–1095

- [KRUP07] Krupp, U.: Fatigue crack propagation in metals and alloys. Microstructural aspects and modelling concepts. Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2007
- [LÄPP10] Läßle, V.: Wärmebehandlung des Stahls. Grundlagen, Verfahren und Werkstoffe. (Reihe: Bibliothek des technischen Wissens). 10. überarb. Aufl. Haan-Gruiten: Verl. Europa-Lehrmittel, 2010
- [LEIT18] Leitner, M.; Aigner, R.; Dobberke, D.: Local fatigue strength assessment of induction hardened components based on numerical manufacturing process simulation. In: Procedia Engineering, 213. Jg., 2018, S. 644–650
- [LEMA90] Lemaitre, J.; Chaboche, J.-L.: Mechanics of solid materials. Cambridge: Cambridge University Press, 1990
- [LI25] Li, X.; Li, Z.; Dong, L.; Liu, B.; Wang, H.; Shi, T.; Yuan, S.; Zhang, Y.; Ma, C.: Study of microstructure evolution and fatigue crack extension properties of 42CrMo steel strengthened by induction hardening. In: Journal of Materials Research and Technology, 35. Jg., 2025, S. 3887–3901
- [LIED08] Liedtke, D.: Merkblatt 452 Einsatzhärten. URL: <https://www.wvstahl.de/> [Stand: 05.03.2025]
- [LING24] Lingenhölle Technologie GmbH: Typische Werte für Induktionshärten. URL: <https://www.lingenhoele.at/waermebehandlung/induktionshaerten/>
- [MACH11] Macherauch, E.; Zoch, H.-W.: Praktikum in Werkstoffkunde. 91 ausführliche Versuche aus wichtigen Gebieten der Werkstofftechnik. (Reihe: Studium Werkstofftechnik). 11. überarb. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2011
- [MADE06] Mader, S.: Festwalzen von Fan- und Verdichterschaukeln. Dissertation. Aachen, 2006
- [MAIß19] Maiß, O.: Lebensdauererhöhung von Wälzlagern durch mechanische Bearbeitung. Dissertation. Hannover, 2019
- [MARK17] Markopoulos, A. P.: Precision Machining IX. Icpm 2017. (Reihe: Solid State Phenomena Ser, v. Volume 261). Zurich: Trans Tech Publications Limited, 2017
- [MART11] Martin, A.; Hinkelmann, K.; Esderts, A.: Zur Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitfestigkeitsbereich. In: Materials Testing, 53. Jg., 2011, Nr. 9, S. 513–521
- [MART22] Martins, A. M.; Rodrigues, P. C. M.; Abrão, A. M.: Influence of machining parameters and deep rolling on the fatigue life of AISI

- 4140 steel. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 121. Jg., 2022, Nr. 9-10, S. 6153–6167
- [META05] Metal Finishing News: Shot Peening - An Ancient Art And A Modern Technology. In: MFN International, 2005. Jg., 2005, Nr. 6
- [MEYE16] Meyer, D.; Kämmler, J.: Surface Integrity of AISI 4140 After Deep Rolling with Varied External and Internal Loads. In: Procedia CIRP, 45. Jg., 2016, S. 363–366
- [MEYE18] Meyer, D.; Kämmler, J.: Sustainable approach of heat treatment-free surface hardening by deep rolling. In: International Journal of Sustainable Manufacturing, 4. Jg., 2018, Nr. 1, S. 64
- [MEYE21] Meyer, K. H.: Lastangepasste Randzonenfunktionalisierung. Dissertation. Hannover, 2021
- [MIRZ24] Mirzaei, A. M.; Sapora, A.; Cornetti, P.: Asymptotic Stress Field for the Blunt and Sharp Notches in Bi-Material Media Under Mode III Loading. In: Journal of Applied Mechanics, 91. Jg., 2024, Nr. 5
- [MITT21] Mittelstedt, C.: Structural Mechanics in Lightweight Engineering. Cham: Springer International Publishing, 2021
- [NIEM19] Niemann, G.; Winter, H.; Höhn, B.-R.; Stahl, K.: Praktische Festigkeitsberechnung. In: Niemann, G. et al. (Hrsg.): Maschinenelemente 1. Konstruktion und Berechnung von Verbindungen, Lagern, Wellen. (Reihe: Springer eBooks Computer Science and Engineering. 5. überarb. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2019, S. 41–103
- [PALA10] Palaniradja, K.; Alagumurthi, N.; Soundararajan, V.: Modeling of Phase Transformation in Induction Hardening~!2009-10-06~!2009-10-27~!2010-02-10~! In: The Open Materials Science Journal, 4. Jg., 2010, Nr. 3, S. 64–73
- [PARK00] Park, G.; Cudney, H. H.; Inman, D. J.: An Integrated Health Monitoring Technique Using Structural Impedance Sensors. In: Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 11. Jg., 2000, Nr. 6, S. 448–455
- [PLEK05] Plekhov, O.; Palin-Luc, T.; Sainter, N.; Uvarov, S.; Naimark, O.: Fatigue crack initiation and growth in a 35CrMo4 steel investigated by infrared thermography. In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 28. Jg., 2005, Nr. 1-2, S. 169–178
- [RADA07] Radaj, D.; Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Ingenieure. 3. überarb. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007

- [REIS24] Reissner, F.; Uhlmann, L.; Baumgartner, J.; Herrig, T.; Bergs, T.: Improved lifetime estimation of shot-peened shaft bores using a numerical approach. In: *Procedia Structural Integrity*, 2024
- [REMB22] Rembiasz, E.: Die Wärmebehandlung. URL: <https://restal-stg.pl/de/die-waermebehandlung/> [Stand: 30.03.2024]
- [RODO07] Rodopoulos, C. A.; Kermanidis, A.; Statnikov, E.; Vityazev, V.; Korolkov, O.: The Effect of Surface Engineering Treatments on the Fatigue Behavior of 2024-T351 Aluminum Alloy. In: *Journal of Materials Engineering and Performance*, 16. Jg., 2007, Nr. 1, S. 30–34
- [RÖSC19] Rösch, P.: Fatigue life computation of lightweight-structures with regard to cyclic stiffness degradation. Darmstadt: TU Darmstadt, 2019
- [RÖSL16] Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M. (Hrsg.): *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016
- [RÖSL17] Rösler Oberflächentechnik GmbH: Efficient shot peening with blast wheels instead of compressed air. In: *IST International Surface Technology*, 10. Jg., 2017, Nr. 3, S. 60–61
- [RÖTT03] Röttger, K.: Walzen hartgedrehter Oberflächen. Dissertation. Aachen, 2003
- [RÖTT05] Röttger, K.; Wilcke, G.; Mader, S.: Festwalzen - eine Technologie für effizienten Leichtbau. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 36. Jg., 2005, Nr. 6, S. 270–274
- [RUDN17] Rudnev, V.; Loveless, D.; Cook, R. L.: *Handbook of Induction Heating*: CRC Press, 2017
- [RUSS59] Russenberger, M.: Das Oberflächendrücken als Mittel zur Erhöhung der Dauerfestigkeit. In: *Das Industrieblatt*, 59. Jg., 1959, Nr. 11, S. 569–573
- [RUSS82] Russenberger, M.: Eine Methode zur überschlägigen Berechnung der Parameter beim Festwalzen auf Grund der Brinellhärte des Werkstoffes und der Geometrie von Werkstück + Rollwerkzeug. (Reihe: Festwalzen und Glattwalzen zur Festigkeitssteigerung von Bauteilen), 12. und 13.10.1982
- [SAE22] SAE International: AMS2431/2G: Peening Media (ASH) Cast Steel Shot, High Hardness (55 to 62 HRC). Material Specification. URL: <https://saemobilus.sae.org/standards/ams24312g-peening-media-ash-cast-steel-shot-high-hardness-55-62-hrc> [Stand: 19.12.2024]

- [SAUE16] Sauer, B.: Grundlagen der Berechnung und Gestaltung von Maschinenelementen. (Reihe: Springer-Lehrbuch). 9. überarb. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2016
- [SCHE06] Scheerer, H.; Berger, C.: Untersuchungen zur Wälzermüdung nach induktivem Kurzzeitanlassen. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 37. Jg., 2006, Nr. 2, S. 183–190
- [SCHL16] Schlottmann, D.; Schnegas, H.: Auslegung von Konstruktionselementen. Sicherheit, Lebensdauer und Zuverlässigkeit im Maschinenbau. (Reihe: VDI-Buch). 3. überarb. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2016
- [SCHO91] Scholtes, B.: Eigenspannungen in mechanisch randschichtverformten Werkstoffzuständen. Ursachen, Ermittlung und Bewertung. Oberursel, 1991
- [SCHU06] Schulze, V.: Modern mechanical surface treatment. States, stability, effects. Weinheim: Wiley-VCH, 2006
- [SCHU22] Schubnell, J.; Jung, M.; Sarmast, A.; Cari, E.: Definition and impact of overlap on the surface state after deep rolling of aluminum and steel alloys. In: International Scientific Committee for SHot Peening (Hrsg.): Proceedings of the 14th International Conference on Shot Peening, 2022
- [SIEB55] Siebel, E.; Stieler, M.: Ungleichförmige Spannungsverteilung bei Schwingender Beanspruchung. In: VDIZ, 1955. Jg., 1955, Nr. 97, S. 121–126
- [SIKO13] Sikorski, W. (Hrsg.): Acoustic Emission. Research and Applications. Erscheinungsort nicht ermittelbar: IntechOpen, 2013
- [SONS08] Sonsino, C. M.: Betriebsfestigkeit – Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen. In: MP Materials Testing, 2008, Nr. 50, S. 77–90
- [STAR83] Starker, P.; Macherauch, E.: Kugelstrahlen und Schwingfestigkeit. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 14. Jg., 1983, Nr. 4, S. 109–115
- [TAKT17] Taktak, W.; Taktak, R.; Haddar, N.; Elleuch, R.: Study of the influence of cold working on mechanical behavior and ductile fracture of 5754 aluminum alloy: experimental and numerical simulations. In: Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2017, S. 923
- [TORR02] Torres, M.; Voorwald, H.: An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel. In: International Journal of Fatigue, 24. Jg., 2002, Nr. 8, S. 877–886

- [TRAU13] Trauth, D. H.; Klocke, F.; Mattfeld, P.; Klink, A.: Time-efficient Prediction of the Surface Layer State after Deep Rolling using Similarity Mechanics Approach. In: *Procedia CIRP*, 9. Jg., 2013, S. 29–34
- [UHLM22] Uhlmann, L.; Weiser, I. F.; Herrig, T.; Bergs, T.: Deep Rolling of Bores Using Centrifugal Force. In: *Das Fraunhofer-Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik IWU (Hrsg.): The 28th Saxon Conference on Forming Technology SFU and the 7th International Conference on Accuracy in Forming Technology ICAFT*. Basel Switzerland: MDPI, 2022, S. 20
- [VANN15] Vanniamparambil, P. A.; Guclu, U.; Kontsos, A.: Identification of Crack Initiation in Aluminum Alloys using Acoustic Emission. In: *Experimental Mechanics*, 55. Jg., 2015, Nr. 5, S. 837–850
- [VASC15] Vasco-Olmo, J. M.; Díaz, F. A.; García-Collado, A.; Dorado-Vicente, R.: Experimental evaluation of crack shielding during fatigue crack growth using digital image correlation. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 38. Jg., 2015, Nr. 2, S. 223–237
- [VÖHR87] Vöhringer, O.: Relaxation of residual stresses by annealing or mechanical treatment. In: Niku-Lari, A. (Hrsg.): *Advances in Surface Treatments: Technology – Applications – Effects*. Oxford: Pergamon Press, 1987, S. 367–396
- [WISN20] Wisner, B.; Mazur, K.; Kontsos, A.: The use of nondestructive evaluation methods in fatigue: A review. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 43. Jg., 2020, Nr. 5, S. 859–878
- [WOHL00] Wohlfahrt, H.: Auswirkungen mechanischer Oberflächenbehandlungen auf das Dauerschwingverhalten unter Einschluss von Rissbildung und Rissausbreitung. In: Wohlfahrt, H.; Krull, P. (Hrsg.): *Mechanische Oberflächenbehandlungen*: Wiley-VCH, 2000
- [XU23] Xu, C.; Wang, X.; Geng, Y.; Wang, Y.; Sun, Z.; Yu, B.; Tang, Z.; Dai, S.: Effect of shot peening on the surface integrity and fatigue property of gear steel 16Cr3NiWMoVNbE at room temperature. In: *International Journal of Fatigue*, 172. Jg., 2023, S. 107668
- [YANG20] Yang, H.; Zhang, W.; Zhuang, X.; Zhao, Z.: Calibration of Chaboche Combined Hardening Model for Large Strain Range. In: *Procedia Manufacturing*, 47. Jg., 2020, S. 867–872
- [ZENG23] Zeng, G.; Ye, W.; Liu, L.: Effects of surface roughness on fatigue behavior of additively manufactured stainless steel 316L. In:

Journal of Physics: Conference Series, 2459. Jg., 2023, Nr. 1, S. 12059

[ZENK17] Zenk, S.: Gezielte Bauteilkonditionierung durch Festwalzen und Hämmern. In: Additive Fertigung von Bauteilen und Strukturen: Springer Vieweg, Wiesbaden, 2017, S. 271–280

[ZIEG59] Ziegler, H.: A modification of Prager's hardening rule. In: Brown University (Hrsg.): Quarterly of Applied Mathematics 17, 1959, S. 55–65