

Simon Graf

Charakterisierung und Auswirkungen von parasitären Lagerströmen in Mischreibung

Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte

Band 47 | 2023

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer

Prof. Dr.-Ing. Oliver Koch



Simon Graf

Charakterisierung und Auswirkungen von parasitären Lagerströmen in Mischreibung

Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte

Band 47 | 2023

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer

Prof. Dr.-Ing. Oliver Koch

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte

Wissenschaftliche Schriftenreihe des
Lehrstuhls für Maschinenelemente, Getriebe und Tribologie
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau

Herausgeber: Lehrstuhl für Maschinenelemente, Getriebe und Tribologie
Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer
Prof. Dr.-Ing. Oliver Koch
Postfach 3049
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
67653 Kaiserslautern

Verlag: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau

Druck: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
Dezernat 5 Technik
Abteilung 5.6 Foto-Repro-Druck

D-386

© Lehrstuhl für Maschinenelemente, Getriebe und Tribologie, 2023
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau
Erwin-Schrödinger-Straße
67663 Kaiserslautern

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISBN 978-3-95974-201-6
ISSN 1860-8035

Charakterisierung und Auswirkungen von parasitären Lagerströmen in Mischreibung

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau
zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Herrn Simon Graf, M. Eng., M. Eng.

aus Saarbrücken

Tag der Einreichung: 27.03.2023

Tag der mündlichen Prüfung: 19.06.2023

Dekan: Prof. Dr. rer. nat. R. Ulber

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. O. Koch

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. B. Sauer

Prof. Dr.-Ing. S. Götz

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Maschinenelemente, Getriebe und Tribologie (MEGT) der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau (RPTU). Die Dissertation basiert teilweise auf Arbeiten, die im Rahmen des durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Projektes *Modell zur Bestimmung der thermischen Beanspruchung von Schmierstoffen in Folge von mechanischen und elektrischen Belastungen im Wälzkontakt* (407468812) durchgeführt wurden.

Auf das herzlichste möchte ich mich bei meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer (MEGT) bedanken. Neben seinen Ermutigungen und wertvollen Ratschlägen, ermöglichte insbesondere sein mir entgegengebrachtes Vertrauen diese Dissertation.

Auch danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Götz (Fachgebiet Mechatronik und elektrische Antriebssysteme an der RPTU), für die Übernahme des Koreferats und die lehrreichen Diskussionen in Fachgebieten von denen ich als Maschinenbauingenieur zuvor kaum Kenntnisse hatte. Herrn Prof. Dr.-Ing. Oliver Koch (MEGT) möchte ich nicht nur für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission danken, sondern insbesondere auch für seine Unterstützung und sein Interesse an dieser Arbeit.

Für die tiefgehenden fachlichen Diskussionen möchte ich mich weiterhin bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Andreas Binder (Institut für elektrische Energiewandlung der TU Darmstadt) bedanken.

Allen ehemaligen und aktuellen Kollegen am MEGT, die mich durch ihre Hilfsbereitschaft und ihren Beitrag zu einem angenehmen Arbeitsklima unterstützt haben, möchte ich ebenfalls meinen Dank aussprechen. Besonders hervorheben möchte ich hier meine beiden langjährigen Bürokollegen Herrn Kevin Daubach und Herrn Wassiem Kassem, mit denen ich lustige aber auch herausfordernde Momente erleben durfte.

Dem *Strom-Team* (Herr Attila Gonda, Herr Resat Capan, Herr Stefan Paulus und Herr Michel Werner) am MEGT danke ich für den intensiven fachlichen Austausch und die Bereitschaft sich auch auf Phänomene abseits des eigenen Fachgebietes einzulassen. Weiterhin möchte ich Herrn Dr.-Ing. Christoph Burkhart, Herrn Dr.-Ing. Markus Hofmann und Herrn Patrick Wingertzahn für ihre Unterstützung und ihr stets offenes Ohr bei Problemen auch abseits des Hochschulalltags danken.

Großer Dank gilt auch den zahlreichen studentischen Hilfskräften und Verfassern studentischer Arbeiten, ohne deren Beiträge und Engagement das Erstellen dieser Arbeit unmöglich gewesen wäre. Hier insbesondere Herrn Johannes Kastl für seine fundierten Diskussionen zu Maschinenbau-themen jeglicher Art.

Auch danke ich meinen Eltern, Schwiegereltern und Freunden für den Rückhalt und das entgegengebrachte Verständnis. Letztlich gilt mein größter Dank meiner lieben Ehefrau Jennifer und unseren Kindern Leonardo, Raphael und Atréju denen ich diese Arbeit widmen möchte. Ohne euren Rückhalt wäre das hier nicht möglich gewesen, vielen Dank.

When you have excluded the impossible, whatever remains, however improbable, must be the truth

Sherlock Holmes - Sir Arthur Conan Doyle (1859 - 1930)

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit betrachtet die Eigenschaften eines tribologischen Kontaktes bei elektrischem Stromdurchgang. Diese unerwünschten Stromdurchgänge entstehen etwa durch die Kombination von unvermeidbaren parasitären Kapazitäten in einem Elektromotor unter dem Einsatz von schnellschaltenden Frequenzumrichtern mit steilen Spannungsflanken. Folge dieser Stromdurchgänge sind Schäden an den Kontaktpartnern als auch an dem dazwischen befindlichen Schmiermittel. Zur Vorhersage der Gefährdung eines Antriebsstrangs hinsichtlich parasitärem Stromdurchgang werden elektro-mechanische Simulationen eingesetzt. Diese erlauben eine Beurteilung des tribologisch-elektrischen Kontaktes hin auf seine Gefährdung gegen Stromdurchgang. Basierend hierauf können dann geeignete Abhilfemaßnahmen getroffen werden.

Zur weiteren Verbesserung solcher elektro-mechanischen Simulationen werden im ersten Teil der Arbeit experimentell die Durchschlagspannung als auch der Widerstand des Entladekanals ermittelt. Hierbei zeigt sich ein ausgeprägtes nichtlineares Verhalten des Entladewiderstands, welches in dieser Form nicht vollumfänglich mit den Kenntnissen aus der Hochspannungstechnik erklärt werden kann. Hierauf aufbauend werden die langzeitlichen Auswirkungen des parasitären Stromdurchgangs im definierten tribologischen Zustand der Mischreibung betrachtet. Zur Ermittlung von Wechselwirkungen werden umfangreiche Messgrößen aufgezeichnet und analysiert. Im abschließenden Teil der Arbeit werden die Auswirkungen des elektrischen Stromdurchgangs auf die Oberflächenrauheiten simulativ ermittelt.

Abstract

The present work researched the properties of a tribological contact during an electric current passage. For example, these current crossings occur due to the combination of unavoidable parasitic capacitances in an electric motor by using fast-switching frequency converters with high voltage edges. The consequence of these current crossings is damage to the contact partners as well as to the used lubricant. Electro-mechanical simulations are used to predict the hazard of a drive train with respect to parasitic current passage. These allow the tribological electrical contact to be assessed in terms of its vulnerability to the passage of current. Based on this, suitable remedial measures can then be taken.

To further improve such electro-mechanical simulations, the breakdown voltage and the resistance of the discharge channel are determined experimentally in the first part of the work. This showed a pronounced nonlinear behavior of the discharge resistance, which cannot be fully explained with the knowledge from high-voltage engineering. Based on this, the long-term effects of the parasitic current passage in the defined tribological state of mixed friction are considered. Extensive measured variables are recorded and analyzed to determine interactions. In the final part of the work, the effects of the electric current passage on the surface roughnesses are determined simulatively.

Inhalt

Nomenklatur	V
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik und Forschung	2
2.1 Elektrischer Stromdurchgang an Maschinenelementen, insbesondere Wälzlagern .	2
2.1.1 Parasitäre Lagerströme als Folge der Motorsteuerung	2
2.1.2 Schäden an Maschinenelementen als Folge von elektrischem Stromdurchgang	5
2.1.3 Abhilfemaßnahmen	7
2.2 Das Wälzlager als mechanisches und elektrisches Bauteil	8
2.2.1 Rheologische, elektrische und dielektrische Eigenschaften von Schmiermit-	
teln	9
2.2.2 Relevante Arten von Stromübergängen im Wälzkontakt	12
2.2.3 Tribologische Zustände und ihre elektrische Interpretation	19
2.2.4 Grenzwerte für die elektrische Belastung	26
3 Zielsetzung	29
4 Experimentelle Ausstattung und Versuchsmethodik	32
4.1 Mechanischer Prüfaufbau	32
4.2 Elektrische Belastungseinrichtungen	34
4.3 Sekundäre Messgrößen und ihre zugrundeliegende Auswertemethodik	36
4.4 Eigenschaften des Prüflagers und der verwendeten Schmierstoffe	38
5 Experimentelle Untersuchung des tribologisch-elektrischen Wälzkontaktes	40
5.1 Versuchsbeschreibung und Randbedingungen an den untersuchten Betriebspunkten	40
5.2 Untersuchungen mit Gleichspannung	44
5.2.1 Elektrischer Widerstand des leitfähigen Kanals	44
5.2.2 Temperatur und Schmiermittelabhängigkeit	48
5.2.3 Vermessung der Entladecharakteristik	50
5.3 Untersuchungen mit Wechselspannung	52
5.3.1 Verhalten des tribo-elektrischen Kontaktes unter Wechselspannung	53
5.3.2 Ermittlung der Durchschlagspannungen am Axiallager	57
5.3.3 Folgen für die Impedanzmessung	61
5.4 Wiederholbarkeit der Versuche	63
5.5 Zusammenfassung der Erkenntnisse zum tribo-elektrischen Wälzkontakt	67

6 Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von parasitären Lagerströmen	73
6.1 Versuchsbeschreibung und Randbedingungen	74
6.2 Verhalten der elektrischen Belastung über der Versuchszeit	77
6.3 Mutation der Wälzoberflächen	85
6.4 Schwingungsverhalten der beanspruchten Wälzlager	90
6.5 Auswirkungen der mechanisch-elektrischen Belastungen auf das Schmiermittel . .	94
6.6 Gegenüberstellung der Dauerversuche zum Stand der Forschung	96
6.7 Zusammenfassung der Erkenntnisse der Dauerversuche	99
7 Simulative Untersuchungen	105
7.1 Modellbeschreibung	105
7.1.1 Aufbau des numerischen Modells	107
7.1.2 Materialverhalten	109
7.2 Simulation der Auswirkungen der elektrischen Oberflächenveränderungen	110
7.2.1 Beeinflussung des Traganteils und der Kontaktsteifigkeit durch elektro- mechanische Belastung	110
7.2.2 Spannungsverteilung und Plastifizierung der veränderten Oberflächen . .	114
7.3 Zusammenführung der Ergebnisse aus Experiment und Simulation	121
7.3.1 Gegenüberstellung Oberflächenveränderung aus Topografiemessung und Traganteilssimulation	121
7.3.2 Korrelation der elektrischen Belastung zur Oberflächenveränderung	123
7.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse aus der Simulation	126
8 Zusammenfassung und Ausblick	129
9 Anhang	132
9.1 Schaltbild Frequenzumrichter	132
9.2 Datenblatt Schmiermittel	133
9.3 Widerstand Schleifkontakt	134
9.4 Näherungsgleichung für den Entladewiderstand	135
9.5 Detail Oberfläche	137
9.5.1 Riffelschattierung	138
9.5.2 Oberflächenkennwerte der Dauerversuche	139
9.6 Detail Schmiermittelanalyse	141
9.7 Detail Impedanz	143
9.7.1 Impedanzen der Dauerversuche	143
9.7.2 Impedanzerholung	145
9.8 Detail Gewichte	148
9.9 Detail Kleinlasthärte	149
9.10 Ausgewählte Einzelergebnisse	152
10 Literaturverzeichnis	155

Nomenklatur

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a	m	elliptische Halbachse
b	m	elliptische Halbachse
d	m	Spaltweite des Isolierstoffs
f	Hz	Frequenz
f_{Auflage}	Hz	Überrollfrequenz der Wälzkörper über die Auflagefläche
f_C	Hz	elektrische Schaltfrequenz
$f_{\text{Käfig}}$	Hz	Rotationsfrequenz des Wälzlagerkäfigs
f_{rot}	Hz	Rotationsfrequenz des rotierenden Rings
$f_{\text{Wälzkörper}}$	Hz	Überrollfrequenz des Wälzkörpersatzes
h	μm	Profilhöhe
h_0	m	zentrale Schmierspalthöhe
$h_{0,\text{isoth}}$	m	isotherme Schmierspalthöhe
h_{min}	m	minimale Schmierspalthöhe
$h_{\text{min,isoth}}$	m	minimale isotherme Schmierspalthöhe
k	-	Verhältnis der elliptischen Hauptachsen
k_C	-	Korrekturfaktor Kapazität
k_R	-	Korrekturfaktor Widerstand
l_A	m	Länge Anodenfall
l_B	m	(elektrische) Bogenlänge
l_K	m	Länge Kathodenfall
l_S	m	Länge Plasmasäule
m	-	Exponent im JC-Stoffgesetz (über Schmelzversuch zu ermitteln)
m	kg	Masse
n	-	Exponent im JC-Stoffgesetz (über statischen Torsionstest zu ermitteln)
n	min^{-1}	Drehzahl
n_{Grenz}	min^{-1}	Grenzdrehzahl eines Wälzlagers
s_k	$\text{kN}/\mu\text{m}$	Kontaktsteifigkeit
p	-	Polpaaranzahl
$p_{\text{max,Hertz}}$	MPa	maximale hertzische Pressung

Zeichen	Einheit	Bedeutung
p_{nom}	MPa	nomineller Kontaktdruck
r	-	Traganteil
t	s	Zeit
$v_{1,2}$	m/s	Geschwindigkeit Kontaktkörper 1 bzw. 2
v_{hd}	m/s	hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit
A	m ²	Fläche
A	MPa	Parameter im JC Stoffgesetz (Fließgrenze)
A_{Hertz}	m ²	Kontaktfläche nach Hertz
A_{Leiter}	m ²	Querschnitt einer Stromleitung
A_{real}	m ²	Kontaktfläche unter Berücksichtigung der Oberflächenrauheiten
$A_{theoretisch}$	m ²	Kontaktfläche unter der Annahme, einer ideal glatten Oberfläche
B	MPa	Parameter im JC-Stoffgesetz (über statischen Torsionstest zu ermitteln)
C	kN	dynamische Tragzahl
C	F	Kapazität
C	-	Parameter im JC-Stoffgesetz (über Zylinderimpaktversuch zu ermitteln)
C_0	kN	statische Tragzahl
$C_{Auslauf}$	F	Kapazität EHD Auslaufbereich
$C_{Einlauf}$	F	Kapazität EHD Einlaufbereich
C_{Hertz}	F	Kapazität hertzscher Kontaktbereich
$C_{L,A}$	F	Kapazität Lager A
$C_{L,B}$	F	Kapazität Lager B
$C_{Parasitär}$	F	parasitäre Kapazität der Lagerumgebung
C_{R-G}	F	Kapazität Rotor zu Gehäuse
$C_{Schmiermittel}$	F	Kapazität Schmiermittel
C_{SW-G}	F	Kapazität Statorwicklung zu Gehäuse
C_{SW-R}	F	Kapazität Statorwicklung zu Rotor
E_D	V/m	Durchschlagfestigkeit
E'	MPa	kombinierter E-Modul
F	N	Kraft
F_{Axial}	N	Axialkraft
G	-	dimensionsloser Werkstoffparameter
I	A	Strom
I_L	A	Lagerstrom
J	A/m ²	Stromdichte
J_L	A/mm ²	Lagerstromdichte
MR	%	Materialtraganteil
$O_{Topografie}$	%	Oberflächenveränderung auf Basis der Topografiemessung

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$O_{Traganteil}$	%	Oberflächenveränderung auf Basis der Traganteilsimulation
P_0	kN	äquivalente statische Lagerbelastung
P	kN	äquivalente Lagerbelastung
Q	N	Kontaktkraft
R^2	%	Bestimmtheitsmaß
$R_{Aussenring}$	Ω	Übergangswiderstand Schmiermittel Außenring zu Wälzkörper
R_{EDM}	Ω	Widerstand der Lichtbogenentladung
R_{Enge}	Ω	Engewiderstand
$R_{Entladung}$	Ω	Entladewiderstand / Widerstand des leitfähigen Kanals
$R_{Fremdschicht}$	Ω	Fremdschichtwiderstand
R_{Hertz}	Ω	Widerstand hertzscher Kontaktbereich
$R_{Innenring}$	Ω	Übergangswiderstand Schmiermittel Innenring zu Wälzkörper
$R_{Kontakt}$	Ω	Kontaktwiderstand
$R_{Parasitär}$	Ω	parasitärer Widerstand der Lagerumgebung
R_q	μm	quadratischer Mittenrauwert
$R_{Schmiermittel}$	Ω	Widerstand Schmiermittel
$R_{Wälzkörper}$	Ω	Widerstand Wälzkörper
R_x	mm	reduzierter Hauptachsenradius (x-Koordinate)
R_y	mm	reduzierter Hauptachsenradius (y-Koordinate)
S_a	μm	mittlere arithmetische Höhe
$S_{Entladung}$	binär	Schalterentladezustand
S_k	μm	Kernhöhe
S_{ku}	μm	Kurtosis
$S_{Kontakt}$	binär	Schalterkontaktzustand
S_L	VA	Lagerscheinleistung
S_{mr}	μm	flächenhafter Materialanteil der Spitze
S_{mr2}	μm	flächenhafter Materialanteil der Täler
S_{pk}	μm	reduzierte Spitzenhöhe
$S_{q1,2}$	μm	mittlere quadratische Höhe
S_{ssk}	μm	Schiefe
S_{vk}	μm	reduzierte Talhöhe
S_z	μm	maximale Höhe
T	K	Temperatur
T_H	-	Homologe Temperatur
$T_{Schmelz}$	K	Schmelztemperatur
$T_{Umgebung}$	K	Umgebungstemperatur
U	-	dimensionsloser Geschwindigkeitsparameter
U_{CM}	V	Common-Mode-Spannung
U_A	V	Anodenfallspannung

Zeichen	Einheit	Bedeutung
U_B	V	Bogenspannung
U_{DS}	V	Durchschlagsspannung
U_K	V	Kathodenfallspannung
U_L	V	Lagerspannung
U_S	V	Säulenspannung
U_U	V	Spannung Phase U
U_V	V	Spannung Phase V
U_W	V	Spannung Phase W
U_{ZK}	V	Zwischenkreisspannung
V	m ³	Volumen
W	-	dimensionsloser Belastungsparameter
W_L	A/mm ²	Lagerstress
Z	Ω	Impedanz (komplexer Widerstand)
α_P		Druckviskositätskoeffizient
$\tan \delta$		Verlustfaktor
$\tan \delta_L$		Leitfähigkeitsverluste
$\tan \delta_P$		Polarisationsverluste
ε		Permittivität
ε_0	(As)/(Vm)	elektrische Feldkonstante
ε_P	-	plastische Dehnung
$\bar{\varepsilon}_P$	-	mittlere plastische Dehnung
$\dot{\varepsilon}_P$	1/s	plastische Dehnrage
ε_r	-	relative Permittivität
φ	°	Phasenwinkel
$\dot{\gamma}$	s ⁻¹	Scherdehnungsrate / Schergeschwindigkeit
η	Pa s	dynamische Viskosität
η_0	Pa s	dynamische Viskosität bei Bezugstemperatur (40 °C)
κ	nS m	spezifische Leitfähigkeit
λ	-	entdimensionierte Schmierpalhöhe
μ	-	Reibwert
ρ	kg/m ²	Dichte
ρ	Ω m	spezifischer Widerstand
$\sigma_{Flie\text{ss}}$	N/mm ²	Fließspannung
$\bar{\sigma}_V$	N/mm ²	mittlere Fließgrenze
τ	N/mm ²	Scherspannung
ω	Hz	Frequenz des Wechselstroms
$\omega_{1,2}$	1/s	Winkelgeschwindigkeit Körper 1 bzw. 2
Δ	mm	Materialtiefe

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
AC	Alternating Current
AR	Außenring
BEM	Boundary Element Method
BVR	Bearing Voltage Ratio
CEL	Coupled Eulerian Lagrangian
DC	Direct Current
EDM	Electric Discharge Machining
FEM	Finite-Element-Methode
FVA	Forschungsvereinigung Antriebstechnik
GFE	Gray frosting durch EDM-Krater
GFO	Gray frosting durch ohmsche Ströme (einhergehend mit einer Glättung der Oberflächen)
HV	Härte nach Vickers
IR	Innenring
IR Spektroskopie	Infrarot-Transmissions-Spektroskopie
JC	Johnson-Cook-Materialmodell
L	Lager
LSM	Lagerstrommarke
ME	Mechanisch eingelaufen
MEGT	Lehrstuhl für Maschinenelemente, Getriebe und Tribologie
NMR	Nuclear Magnetic Resonance
PWM	Pulsweitenmodulation
R	Riffel
RS	Riffelschattierung
RULER	Remaining Useful Live Evaluation Routine
r	rotierender Ring
s	stehender Ring
WK	Wälzkörper

1 Einleitung

Im Rahmen der vorliegenden Forschungsarbeit stehen die tribologischen und elektrischen Eigenschaften des Kontaktes in einem Wälzlager im Fokus. Die Kenntnis dieser Eigenschaften als auch ein tiefergehendes Verständnis vom elektrischen Verhalten des mechanischen Bauteils Wälzlager, in Kombination mit dem verwendeten Schmiermittel, sind entscheidend zur Analyse des bekannten Phänomens des parasitären elektrischen Stromdurchgangs.

Die Relevanz der Untersuchung dieses Phänomens ist der Verwendung von schnell schaltenden Frequenzumrichtern geschuldet. Diese haben den Zweck, eine hohe Drehzahlvariabilität von Elektromotoren in verschiedenen industriellen Antriebssträngen zu realisieren. In der Folge des Einsatzes dieses Typs von Frequenzumrichtern kann es aufgrund der vorgegebenen hochfrequenten steilen Spannungsflanken des Steuerungssignals in Kombination mit ungünstigen Erdrungsverhältnissen und dem konstruktiven Aufbau des Elektromotors zu einem unerwünschten Stromfluss über die im Strompfad liegenden Maschinenelemente kommen. Diese sind etwa die zur rotatorischen Entkopplung des Rotors zum Stator eingesetzten Wälzlager inklusive des hier verwendeten Schmiermittels, mit denen sich die vorliegende Arbeit primär beschäftigt, aber auch weitere Komponenten in der Peripherie des Abtriebs wie Kupplungen, Getriebe, Dichtungen etc. Schäden infolge des unerwünschten Stromflusses sind elektrische Entladekrater auf den metallischen Kontaktpartnern, wie den Lagerlaufbahnen und den Wälzkörpern. Neben dieser Kraterbildung kann ebenfalls eine massive Glättung der Oberflächenrauheiten, ähnlich dem Elektropolieren, auftreten. Diesen beiden Oberflächenveränderungen gemein ist, dass sie als gräulich verfärbte Laufspuren, sogenanntes *gray frosting*, auf den Wälzoberflächen sichtbar sind. Weiterhin kann es infolge der fortschreitenden elektrischen Belastung zu ausgeprägten Riefen quer zur Laufbahn kommen. Diese werden als Riffel bezeichnet und stellen ein typisches Schadensbild im Kontext des parasitären Stromdurchgangs dar. Auch wird das trennende Schmiermittel zwischen den metallischen Kontaktpartnern geschädigt. Hier kann es zu Oxidationen, starken Verfärbungen als auch Veränderungen der dielektrischen Eigenschaften kommen.

Mögliche Vermeidungsstrategien des parasitären Stromdurchgangs sind die Isolation der gefährdeten Maschinenelemente etwa durch isolierte Lagersitze oder auch durch den Einsatz von Keramik und Hybridlagern. Eine weitere Möglichkeit ist die Verwendung von elektrisch leitfähigen Maschinenelementen, die den Stromfluss am gefährdeten Bauteil vorbeileiten. Hier sind elektrisch leitfähige Dichtungen oder auch sogenannte Kurzschlussringe zu nennen. Weiterhin besteht die Möglichkeit, besondere auf dieses Phänomen angepasste Schmierstoffe einzusetzen. Auch können die entstehenden Ströme direkt durch den Einsatz von Sinusfiltern, Stromdrosseln oder magnetischen Ringen reduziert werden.

Das Verständnis des Stromübergangs im dynamischen Wälzkontakt ist demnach von entscheidender Bedeutung auf dem Weg hin zu einer Auslegung von Maschinenelementen unter kombinierter elektro-mechanischer Beanspruchung.

2 Stand der Technik und Forschung

In den nachfolgenden Unterkapiteln werden der Stand der Technik und der Forschung erläutert. Zunächst wird das Phänomen des parasitären elektrischen Stromdurchgangs beschrieben und seine Auswirkungen auf Wälzlager, als exemplarisches Maschinenelement, werden dargestellt. Weiterhin ist für das Verständnis des Stromübergangs entscheidend, wie das mechanische Bauteil Wälzlager, in Kombination mit dem verwendeten Schmiermittel, als elektrische Komponente interpretiert werden muss. Hierzu wird das Schmiermittel nicht nur über seine rheologischen, sondern auch über seine dielektrischen Eigenschaften definiert. Hierdurch können die unterschiedlichen tribologischen Zustände in elektrische Ersatzschaltungen überführt werden. Abschließend werden unterschiedliche Arten von Stromübergängen im Kontakt beschrieben, deren Untersuchung eines der Ziele dieser Arbeit ist.

2.1 Elektrischer Stromdurchgang an Maschinenelementen, insbesondere Wälzlagern

Durch elektrischen Stromdurchgang an Wälzlagern induzierte Schäden, wie beschädigte Laufbahnen und verfärbte Schmiermittel, wurden bereits ab 1907 unter anderem durch PUNGA und HESS [PH07], FLEISCHMANN [Fle09] und KELLNER [Kel11] beschrieben. Auf diesen Arbeiten aufbauend wurden konstruktive Maßnahmen abgeleitet, wodurch die Lagerstromproblematik zunächst beseitigt werden konnte. Mit dem Einzug von hochfrequenten Frequenzumrichtern und dem damit verbundenen vermehrten Aufkommen von drehzahlvariablen Antriebskonzepten kam es zu einem erneuten Auftreten von unerwünschten parasitären Strömen, welche zunächst über die Motorlager abfließen (u. a. [ARJ88], [Ker92]). Die Problematik des elektrischen Stromdurchgangs ist jedoch nicht auf die Motorlager limitiert, auch können weitere Maschinenelemente, die sich im Stromfluss befinden, geschädigt werden.

2.1.1 Parasitäre Lagerströme als Folge der Motorsteuerung

Ein Elektromotor wandelt die zur Verfügung gestellte elektrische Leistung in mechanische Leistung um. Üblicherweise erfolgt dies mittels eines sich ausbildenden Magnetfeldes im Luftspalt zwischen dem feststehenden Stator und dem rotierenden Rotor. Wird die Statorwicklung mit Wechselstrom bzw. Drehstrom betrieben, rotiert dieses Magnetfeld mit der Frequenz des Stroms, wodurch der Rotor mitgezogen wird. Die sich einstellende Drehzahl n ist hierbei neben der Frequenz f des Stroms auch von der Anzahl der magnetischen Pole (Polpaaranzahl p) abhängig

und lässt sich anhand folgender Gleichung beschreiben:

$$n = \frac{f \times 60}{p} \quad (2.1)$$

Aus konstruktiven Gesichtspunkten ist eine Veränderung der Polpaaranzahl im Betrieb nur in Ausnahmen möglich, weswegen zur Umsetzung einer Drehzahlvariabilität sogenannte Frequenzumrichter die Frequenz des eingehenden Drehstroms verändern. Hier werden vermehrt Frequenzumrichter mit IGB-Transistoren (Bipolartransistor mit isoliertem Gate) eingesetzt, mit denen hohe Schaltgeschwindigkeiten bei einer gleichzeitigen großen Zahl an Schaltvorgängen möglich sind. Die Vorteile hierbei liegen im performanten Betrieb bei Drehzahlvariation und gleichzeitiger Verringerung der Schaltverluste [MB03], [Tis17]. Ursächlich für das Auftreten der parasitären Lagerströme sind die für diesen Typus von Frequenzumrichter typischen steilen Spannungsfanken in Kombination mit ungünstig konstruierten Erdungskonzepten, wodurch die bereits in [PH07] beschriebenen Schäden wieder auftreten können, u. a. [ARJ88], [Ker92], [Pre02], [Mue04], [Zik10].

Als Ausgangsgröße erzeugt der Frequenzumrichter je Phase ein binär (0 und 1) gepulstes Rechtecksignal. Die Basis hierfür bildet die sogenannte Pulsweitenmodulation (PWM), welche in Abbildung 2.1 a visualisiert ist. Dieses Rechtecksignal ergibt sich aus den Schnittpunkten eines Sinussignals mit einem überlagerten Dreiecksignal. Hierbei entspricht dieser Sinus in seiner Höhe und Frequenz der am Elektromotor gewünschten Wechselspannung. Infolge der Induktivitäten der Motorwicklung stellt sich aus diesen vom Frequenzumrichter vorgegebenen rechteckigen Spannungspulsen der gewünschte sinusförmige Motorstrom im Elektromotor ein. Ein in der Leis-

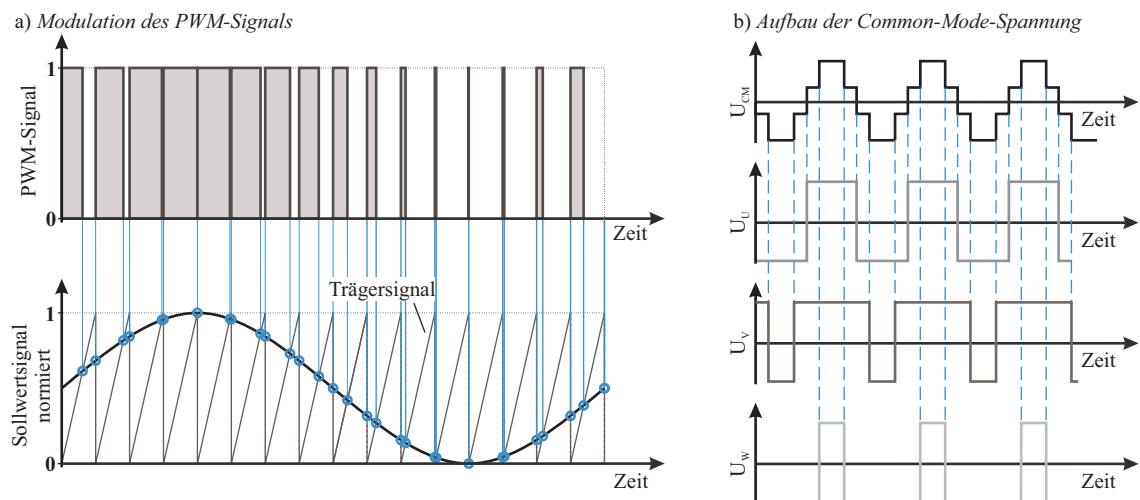


Abb. 2.1: Generierung des Signals des Frequenzumrichters zur Motorsteuerung: a) Überführung einer mittels Pulsweitenmodulation digitalisierten Sinusschwingung in das Steuerungssignal konform zu [SM19], b) Zusammenfassung der einzelnen Spannungsphasen U_U , U_V , U_W zur Common-Mode-Spannung U_{CM} unter Verwendung der Tastgradwerte 50 %, 75 % und 25 %

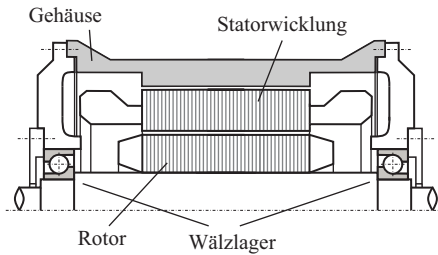
tungselektronik gebräuchliches Verfahren zur Umsetzung der Pulsweitenmodulation für Drehstrommotoren ist das Raumzeigermodulationsverfahren. Hierzu werden die einzelnen Phasen (U,

V, W) der Dreiphasenwechselfspannung, welche zum Betrieb des Drehstrommotors verwendet wird, intern zu einer gemeinsamen Spannung zusammengefasst. Diese wird als Gleichtaktspannung bzw. mit ihrem englischen Begriff der Common-Mode-Spannung bezeichnet. Hierbei weisen die einzelnen Phasen unterschiedliche Tastgradwerte auf und es entsteht ein für diese Spannung charakteristischer Aufbau mit drei ansteigenden und drei abfallenden Stufen [Zac10], [SM19]. Diese Zusammensetzung wird ebenfalls in Abbildung 2.1 b dargestellt unter Verwendung von exemplarischen Tastgradwerten von 50 %, 75 % und 25 %.

Es ist möglich, dass sich mehrere Spannungsflanken der einzelnen Phasen vorübergehend im nahezu identischen Takt befinden. Hierdurch überlagern sich die Spannungsflanken, weswegen in der Common-Mode-Spannung eine Stufe *verschwindet*, die Spannungsamplitude bleibt hiervon jedoch unverändert [SM19].

Gemäß der Arbeiten von [CLF96] und [BEK97] kann die an den Wälzlager der Rotorlagerung anliegende Gleichtaktspannung (zur nachfolgenden Unterscheidung als *Lagergleichtaktspannung* bezeichnet) über die wirksamen parasitären Maschinenkapazitäten (vgl. Abb. 2.2 a) bestimmt werden. Hierzu zählen die Kapazitäten zwischen Statorwicklung und Gehäuse C_{SW-G} , zwischen Statorwicklung und Rotor C_{SW-R} sowie zwischen Rotor und Gehäuse C_{R-G} . Weiterhin werden auch die Kapazitäten der beiden Wälzlager ($C_{L,A}$ und $C_{L,B}$), welche den Rotor lagern, als parasitäre Kapazitäten betrachtet. Aus diesen ergibt sich der kapazitive Spannungsteiler (vgl. Abb. 2.2 b), über den die Lagergleichtaktspannung bestimmt werden kann. Das Verhältnis

a) Skizze des Drehstrommotors



b) Kapazitives Ersatzschaltbild

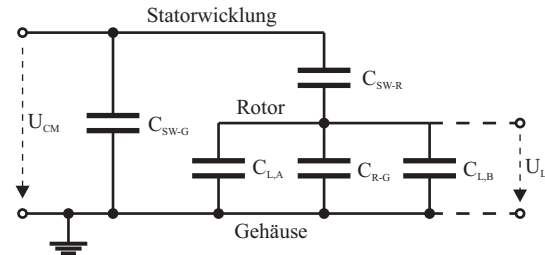


Abb. 2.2: a) Skizze eines Drehstrommotors mit Benennung der Komponenten, durch welche parasitäre Kapazitäten entstehen, b) Ersatzschaltbild der parasitären Kapazitäten in Anlehnung an [Wei21]

der Lagergleichtaktspannung U_L zur Gleichtaktspannung U_{CM} wird als *engl. Bearing Voltage Ratio (BVR)* bezeichnet. Gemäß dem Ersatzschaltbild aus Abbildung 2.2 b und den hierin vorkommenden parasitären Kapazitäten kann mittels Formel 2.2 dieses Verhältnis bestimmt werden.

$$BVR = \frac{U_L}{U_{CM}} = \frac{C_{SW-G}}{C_{SW-R} + C_{R-G} + C_{L,A} + C_{L,B}} \quad (2.2)$$

Die tatsächliche Lagerspannung lässt sich folglich mit $U_L = BVR \times U_{CM}$ berechnen. In [Mue04], [BM08] und [Tis17] konnte gezeigt werden, dass der BVR für den Großteil der Standardelektromotoren zwischen 1% bis 10% liegt. Demnach kommt es bei einem Frequenzumrichter mit 400 V Gleichtaktspannung zu einer maximalen Lagergleichtaktspannung von in etwa 40 V.

Diese Lagergleichtaktspannung kann unterschiedliche parasitäre Lagerströme im Wälzlager verursachen. Diese sind abhängig vom mechanischen und elektrischen System und können nach

heutigem Stand der Technik in vier Arten unterschieden werden. Unterteilt werden dies zunächst nach der Art des Stromflusses in *I-Lagerströme als Folge der anliegenden Gleichtaktspannung* sowie in *II-Lagerströme basierend auf hochfrequenten Erdströmen*. Konform zu [Hau02] und [Mue04] ergibt sich daraus die nachfolgende Unterteilung.

- **I- Kapazitive-Lagerströme:** Hierbei handelt es sich um gleichtaktförmige Umladeströme über das Wälzlager. Diese entstehen als Folge der Lagerkapazitäten. Nach bisherigem wissenschaftlichem Kenntnisstand haben diese Umladeströme (5 bis 10 mA) keinen negativen Einfluss auf das Wälzlager. *-nicht schädlich*
- **I- EDM-Lagerströme** *engl. Electric Discharge Machining:* Im Gegensatz zu den kapazitiven Lagerströmen, bei denen die Spannung vollständig gehalten werden kann, kommt es bei EDM-Lagerströmen zu einem Zusammenbruch der sich aufgebauten Lagerspannung. Infolgedessen kommt es zu einem impulsförmigen hohen Stromfluss über das Lager, welcher einem typischen Entladestrom entspricht. *-schädlich*
- **II- Zirkular-Lagerströme:** Hierbei handelt es sich um Kreisströme als Folge einer induzierten Wellenspannung. Diese wird durch den Strom hervorgerufen, welcher über die Kapazität zwischen Statorwicklung und Gehäuse fließt. *-schädlich*
- **II- Rotor-Erd-Lagerströme:** Charakteristisch für diese Art Lagerstrom ist eine notwendige Erdung des Rotors über beispielsweise nachfolgende Elemente des Antriebsstrangs. Hierbei fließt dann die vom Umrichter erzeugte Gleichtaktspannung teilweise oder ganz über alle im Rotor-Erd-Pfad befindlichen Maschinenelemente ab. *-schädlich*

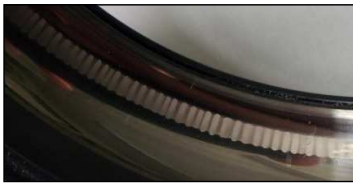
Neben dem beschriebenen Phänomen des Stromdurchgangs an Maschinenelementen als Folge der parasitären Kapazitäten in Kombination mit hochfrequenten Umrichtern kann es auch durch alternative, jedoch eher selten auftretende Effekte zu einem Stromfluss im Wälzlager kommen. Hierzu zählen Störungen im Magnetfeld durch magnetische Asymmetrie des Elektromotors (als Folge von Fertigungsfehlern, Kühlnuten, Trennfugen der Blechpakete oder inhomogene Materialeigenschaften), ein durch magnetisierte Bauteile induzierter Stromfluss, Blitzschlag, Kurzschlüsse sowie starke Schwankungen im Landesnetz [Roc02], [SMW02], [MB03], [Fur17].

2.1.2 Schäden an Maschinenelementen als Folge von elektrischem Stromdurchgang

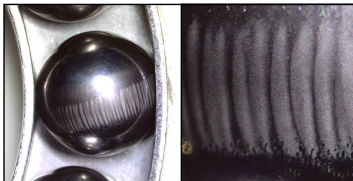
Infolge des parasitären Stromflusses über ein Wälzlager bzw. ein sich im Stromfluss befindendes Maschinenelement kann es zu einer Vielzahl an unterschiedlichen Schadenstypen kommen. Diese treten üblicherweise an den Stromdurchtrittspunkten auf. Am Wälzlager sind das exemplarisch die Lagerlaufbahnen, die Wälzkörper und das sich im Kontakt befindliche Schmiermittel. Bekannte und mit elektrischem Stromdurchgang assoziierte Schäden sind in Abbildung 2.3 für die jeweiligen Bauelemente dargestellt.

So kann es zur Riffelbildung auf den Lagerlaufbahnen (Abb. 2.3 a) als auch vereinzelt auf den Wälzkörpern (Abb. 2.3 b) kommen. Riffel zeichnen sich durch einen Berg-und-Tal-Verlauf mit unterschiedlichen Oberflächenstrukturen aus. So können in den Tälern dichte Aneinanderreihungen einzelner Krater auf Basis von elektrischen Entladungen beobachtet werden.

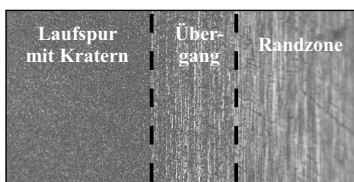
a) Geriffelte Laufbahn in einem Rillenkugellager [Rad16]



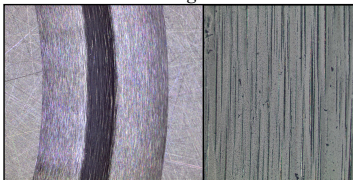
b) Geriffelter Wälzkörper eines Axiallagers mit Detailsicht



c) Graue Laufspur mit EDM-Kratern



d) Makroskopische und mikroskopische Aufnahme einer grauen Laufspur als Folge elektrischer Glättung



e) Verfärbtes Schmierfett



f) Verfärbtes Mineralöl



Auf den Bergen ist abhängig von der Dauer der elektrischen Belastung noch die ursprüngliche Struktur der Wälzlagerlaufbahn erhalten. Mit zunehmender Versuchszeit kommt es jedoch auch hier zu einer Mattierung bzw. einem Zusammenwachsen der Riffeltäler [Koh43], [Zik10]. Bezüglich der Riffelentstehung gibt es nach heutigem Stand der Technik keine geschlossene Theorie. Gemäß KOHAUT kann davon ausgegangen werden, dass bei Überrollung einer Fehlstelle der Wälzkörper *hüpft*, so dass durch die entstehende Schüttelschwingung die Schmierfilmdicke periodisch variiert [Koh43]. Infolgedessen kommt es zu lokalen Veränderungen in der Höhe des trennenden Schmierfilms zwischen Wälzkörper und Laufbahn, was einen erneuten Durchschlag an dieser Stelle begünstigt. Im Gegensatz zu Radiallagern konnte an Axialkugellagern die Anzahl der aufgetretenen Riffel zur Wälzkörperanzahl korreliert werden. So ist die Anzahl der Riffel immer ein ganzzahliges Vielfaches der Wälzkörperanzahl [Zik10]. Eine weitere Korrelation zu elektrischer und mechanischer Belastung steht noch aus. Gemäß [Tis17] sorgen die Riffel für eine signifikante Lebensdauerverkürzung des Lagers infolge von zusätzlichen mechanisch induzierten Schwingungen und Geräuschentwicklung.

Ein weiteres Schadensphänomen ist eine mattierte, graue Laufspur, welche im Englischen als *gray frosting* bezeichnet wird. Hierzu können gemäß [GS21] zwei mögliche Wirkprinzipien des Stromdurchgangs führen. Zum einen kann es zu einer Clusterung von Entladekratern (Durchmesser im einstelligen μm -Bereich u. a. [Tis17]) in der Laufspur kommen. Ursächlich hierfür sind auftretende EDM-Ströme. Abbildung 2.3 c zeigt eine mikroskopische Aufnahme eines solchen Schädigungsbildes sowie den Übergang von der elektrisch belasteten Laufspur mit Entladekratern über einen Übergangsbereich mit vereinzelt Kratern hin zu einem elektrisch unbelasteten Bereich. Zum anderen kann es durch den elektrischen Stromdurchgang auch zu massiven Glättungen der Oberflächenrauheiten kommen. Diese überlagern die mechanisch induzierte Überrollglättung und führen zu einer Art elektrischem Polieren der Wälzlagerlaufbahn [GS21]. Abbildung 2.3 d zeigt eine solche Glättung an einer exemplarischen Axiallagerlaufbahn. Bei dieser Schadensart wird von einem ohmschen Stromübergang ausgegangen [GS21]. Beide Arten von grauer Laufspur überdecken dabei die durch den Fertigungsprozess entstehenden ursprünglichen Schleifriefen. Das Phänomen der grauen Laufspur ist in allen umrich-

Abb. 2.3: Schäden durch parasitären Stromdurchgang

tergespeisten Motoren zu finden und sorgt nach heutigem Kenntnisstand zu keiner Verkürzung der Lagerlebensdauer, solange das Lager ausreichend geschmiert ist [Tis17].

Das im Wälzkontakt befindliche Schmiermittel wird ebenfalls durch den elektrischen Stromdurchgang geschädigt. Hier kommt es zu einer vorzeitigen Alterung und Schmierstoffverfärbungen durch einsetzende Oxidationsprozesse. So wurden im Rahmen der Arbeiten von [Mue04] Infrarotspektroskopien von elektrisch geschädigten Schmierfetten durchgeführt. Die Fettalterung zeigte sich hier durch eine Absorption von Carbonsäure im Fett als Folge der elektrischen Belastung. Bei Schmierfetten wird hierdurch die Ölabgabefunktion gestört und es kommt zu einem Ausbluten der Fette [Bec20]. Ursächlich für die Schädigung des Schmiermittels sind die lokalen hohen Temperaturen im Wälzkontakt bei Stromfluss. Besonders bei Motoren, in denen Lager mit einer Lebensdauerschmierung eingesetzt werden, sorgt die Schmierstoffveränderung für Standzeitverkürzungen der Lagerung [Tis17].

In diesem Kontext der Schmierstoffschädigung muss auch die Veränderung des dielektrischen Verhaltens der Schmierstoffe unter elektrischer Belastung, wie sie unter anderem in [Bec20] festgestellt wurde, berücksichtigt werden. Veränderungen im dielektrischen Verhalten des Wälzlagers wirken sich direkt auf die Lagerkapazitäten $C_{L,A}$ und $C_{L,B}$ und damit den kapazitiven Spannungsteiler (BVR) aus. Hierdurch kommt es zu einer Veränderung der elektrischen Belastung und damit einer eventuell beschleunigten Alterung des Schmiermittels bzw. Schädigung der metallischen Bauteile.

Bei den hier vorgestellten Schadensmechanismen spielt die Wechselwirkung zwischen dem tribologischen System, definiert durch den Schmierungs- und Reibungszustand, und dem sich daraus definierten elektrischen Verhalten eine entscheidende Rolle (vgl. Kapitel 2.2.3). Hierbei treten abhängig vom gewählten Betriebspunkt unterschiedliche Schadensphänomene vermehrt auf, welche in diversen Veröffentlichungen untersucht wurden:

- *Kraterbildung* [Mue04], [Rad16], [Gem17], [GS21]
- *Riffelbildung* [Koh43], [Mue04], [Zik10], [Gem17], [Fur17], [BGC19]
- *Schmierstoffveränderungen* [Mue04], [Rad16], [Gem17], [GCB19], [Bec20]

Die hier vorgestellten Untersuchungen fokussieren sich auf den tribologischen Bereich der Mischreibung und einem damit einhergehenden überwiegenden bzw. reinen ohmschen Verhalten der Lagerströme. EDM-Entladungen sind hier nicht zu erwarten [Rad16].

2.1.3 Abhilfemaßnahmen

Nachfolgend soll in gekürzter Form auf bekannte Maßnahmen zur Vermeidung von Schäden an Maschinenelementen infolge eines ungewünschten Stromflusses eingegangen werden. Diese lassen sich grob in drei Maßnahmenpakete bzw. Strategien einteilen:

1. *Isolation der gefährdeten Maschinenelemente durch:*

- die Verwendung von Hybrid- oder Keramiklagern,
- die Isolation der Schnittstelle zum Maschinenelement mittels geeigneter technischer Beschichtungen (etwa Keramik).

2. *Begrenzung oder Vermeidung der parasitären Lagerströme durch:*

- den Einsatz von Stromdrosseln oder Sinusfiltern,
- die Verwendung von Magnetringen,
- die Auswahl geeigneter (elektrisch leitender) Schmierstoffe.

3. *Etablierung eines alternativen Strompfades um das gefährdete Maschinenelement herum mittels:*

- des Einsatzes von Kurzschlussringen (etwa [Aud16]) oder leitfähigen Dichtungen (etwa [CM20]),
- der Verwendung von Kontaktbürsten.

Mittels dieser Maßnahmen kann die zu erwartende elektrische Schädigung verzögert und minimiert werden. Unbeachtet der zusätzlichen Kosten für die Nachrüstung bzw. Integration dieser Lösungen ist für die erfolgreiche elektro-mechanische Auslegung ein tiefgehendes Verständnis der gegenseitigen (elektrisches zu mechanischem System) Wechselwirkungen entscheidend. Diese Zusammenhänge werden im nachfolgenden Kapitel am Maschinenelement Wälzlager exemplarisch verdeutlicht und in Kapitel 5 nochmals vertieft.

2.2 Das Wälzlager als mechanisches und elektrisches Bauteil

Bei Wälzlagern handelt es sich um etablierte und häufig eingesetzte Maschinenelemente. Die Funktion von Wälzlagern definiert sich darin, insbesondere rotierende Bauteile wie Wellen, Achsen oder Rotoren aufzunehmen und hier auftretende Kräfte in eine umgebende Struktur wie Gehäuse abzuleiten. Der prinzipielle Aufbau der Wälzlager ist unabhängig von der jeweiligen

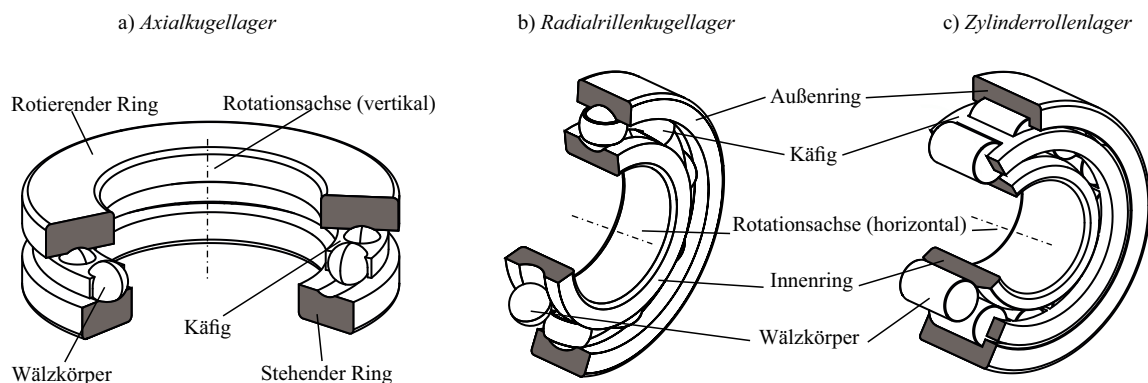


Abb. 2.4: Darstellung exemplarischer Wälzlagertypen mit Benennung der einzelnen Bauteile in geschnittener Ansicht

Bauform (vgl. Abb. 2.4). Mehrere Wälzkörper rollen auf einer äußeren und inneren Laufbahn (als Außenring und Innenring bezeichnet) ab, wodurch die rotatorische Entkopplung umgesetzt wird und Reibung in den sich relativ zueinander bewegenden Körpern entsteht. Zur besseren Führung der Wälzkörper können sogenannte Käfige eingesetzt werden. Weiterhin unterscheiden sich die Wälzlager auch in der Art der verwendeten Wälzkörper, welche als Kugel, Zylinder,

Kegelstumpf oder etwa Tonne ausgeführt sein können. Abhängig von den umgebenden Randbedingungen haben sich mehrere unterschiedliche Bauformen von Wälzlagern etabliert. Diese lassen sich zunächst grob in die Art des Kontaktes zwischen dem Wälzkörper und den Lagerringen aufteilen. Hier wird zwischen einer Punkt- oder einer sogenannten Linienberührung unterschieden. Eine Zuordnung gängiger Wälzlagerbauformen bezogen auf die Kontaktierung ist der nachfolgenden Aufzählung zu entnehmen.

- *Wälzlager mit Punktkontakt, auch Kugellager:*
Rillenkugellager (Abb. 2.4 b), Schrägkugellager, Vierpunktlager, Pendelkugellager, Axialkugellager (Abb. 2.4 a)
- *Wälzlager mit Linienkontakt, auch Rollenlager:*
Zylinderrollenlager (Abb. 2.4 c), Kegelrollenlager, Pendelrollenlager, Nadellager

Durch die oszillierende Belastung einzelner Kontakte in radial belasteten Wälzlagern verändern sich lokal die Kontaktsituationen und damit die tribologischen Bedingungen. Aus diesem Grund kommen für die hier vorgestellten Untersuchungen vertikal verbaute Axialkugellager (Abb. 2.4 a), als Prüfling zum Einsatz. Diese ermöglichen gegenüber Radiallagern konstante und über alle Wälzkörper vergleichbare Reibungs- und Schmierzustände, wodurch grundlegende Untersuchungen erleichtert werden. Bauartbedingt besitzen am Axialkugellager die Lagerringe verschiedene Mittenbohrungen. Zur Unterscheidung wird im Folgenden der angetriebene Ring mit r (*rotierend*) und der stehende mit s (*stehend*) bezeichnet.

2.2.1 Rheologische, elektrische und dielektrische Eigenschaften von Schmiermitteln

Zur Reduzierung von Reibung und Verschleiß werden unter anderem in aufeinander abwälzenden Kontaktpunkten Schmiermittel wie Fette und Öle eingesetzt. Im Kontext der elektromechanischen Belastung des Wälzlagers müssen zusätzlich zu den rheologischen Eigenschaften auch die elektrischen und dielektrischen Eigenschaften des Schmiermittels bekannt sein.

Wesentliche rheologische Eigenschaften der Schmierstoffe sind etwa die *Viskosität* η und die *Dichte* ρ sowie die spezifische Wärmekapazität, die Wärmeleitfähigkeit, der Stockpunkt, der Flammpunkt, der Brennpunkt, die Alterungsbeständigkeit, das Verschäumungsverhalten und die Verträglichkeit zu etwa Dichtungsmaterialien [DS18].

Wesentliche dielektrische Eigenschaften der Schmierstoffe sind etwa der *spezifische Widerstand* ρ bzw. die *spezifische Leitfähigkeit* κ , die *relative Permittivität (auch Dielektrizitätszahl)* ϵ_r , die Durchschlagfestigkeit E_D , die Polarisation und der Verlustfaktor [Küc09].

Diese Eigenschaften werden durch die Schmierstoffchemie und den Schmierstoffaufbau bestimmt und können durch von außen wirkende Randbedingungen wie der Scherrate, Verunreinigungen, Umgebungsdruck und Temperatur beeinflusst werden. Im Zusammenhang mit dem Einsatz von Schmiermitteln in Wälzlagern muss insbesondere die Druck- und Temperaturabhängigkeit der benötigten Kenngrößen beachtet werden.

Rheologische Parameter

Zur elektrischen Interpretation des Kontaktes muss der vorherrschende Reibungszustand im

Wälzlager in ein elektrisches Ersatzsystem überführt werden. Hierzu ist die Kenntnis über die Schmierstoffsalthöhe der sich in Kontakt befindlichen Oberflächen entscheidend. Eingangsgrößen für die mathematische Bestimmung der Schmierstoffsalthöhe (vgl. Kapitel 2.2.3) sind von der Schmierstoffseite die Viskosität und die Dichte.

- *dynamische Viskosität η*

Die dynamische (oder absolute) Viskosität zählt zu einer der wichtigsten Eigenschaften eines Schmierstoffes und kann als seine innere Reibung verstanden werden. Sie ist definiert als die Scherkraft F , die in Richtung des Schmierstoffflusses zwischen zwei parallel beabstandeten Ebenen wirkt. Darüber hinaus wird sie auf die Reibfläche A und den Geschwindigkeitsgradienten dv/dy zwischen den Kontaktebenen bezogen [DS18]. Mittels Umformung kann die dynamische Viskosität auch als das Verhältnis der Scherspannung τ (entspricht *der Scherkraft pro Reibfläche*) zur lokalen Scherdehnungsrate $\dot{\gamma}$ (entspricht dem *Geschwindigkeitsgradienten*) ausgedrückt werden:

$$\eta = \frac{F/A}{dv/dy} = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (2.3)$$

Ein solcher Schmierstoff wird als linear-viskos bzw. als newtonsche Flüssigkeit bezeichnet. Jedoch ist dieser Zusammenhang nur für bestimmte Fluide und unter niedrigen Scherraten gültig. Für die in Wälzlagern eingesetzten Schmierstoffe kann von einem nicht-newtonschen Verhalten ausgegangen werden [DS18].

- *Schmierstoffdichte ρ*

Die Dichte eines Stoffes wird beschrieben als das Verhältnis seiner Masse zu dem einnehmenden Volumen.

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (2.4)$$

Diese ist wie die Viskosität von der Temperatur als auch dem Umgebungsdruck abhängig, jedoch in geringerem Maß. Infolge einer Temperaturdifferenz dehnt sich der Schmierstoff aus und nimmt bei identischer Masse ein größeres Volumen ein. Gegenteilig wirkt der hohe Druck im Wälzkontakt. Hier kommt es zu einer Verdichtung des Schmierstoffes infolge der einsetzenden Kompression, wodurch die Schmierstoffatome sich annähern und so bei identischem Volumen die Masse erhöht wird. Beide Effekte müssen bei der Bestimmung der Schmierfilmhöhe berücksichtigt werden.

Elektrische und dielektrische Parameter

Neben den das Fließverhalten charakterisierenden Eigenschaften eines Schmierstoffes sind im Kontext des Stromdurchgangs auch die elektrischen und dielektrischen Eigenschaften für den Betrieb entscheidend. Als dielektrisch werden gerade solche Stoffe bezeichnet, welche den elektrischen Strom praktisch nicht leiten.

- *spezifischer elektrischer Widerstand ρ bzw. die elektrische Leitfähigkeit κ*

Diese beiden Kennwerte können durch die Bildung des jeweiligen Kehrwertes ineinander umgerechnet werden. So gilt:

$$\rho = \frac{1}{\kappa} \quad (2.5)$$

Sie sind ein Maß für die Fähigkeit eines Materials, den elektrischen Strom zu leiten. Die Temperaturabhängigkeit dieser Messgröße ist seit langem z. B. für Kupfer oder andere Leitermaterialien bekannt. Für Isolierstoffe, wie das Grundöl von Schmierstoffen, wurden solche Untersuchungen im Rahmen eines Forschungsvorhabens [BW20] durchgeführt und auch die Abhängigkeit vom Umgebungsdruck wurde untersucht. Bezogen auf den spezifischen Widerstand können die Schmierstoffe in isolierende $\rho \geq 10^{12} \Omega m$ und solche mit verbesserter Leitfähigkeit $\rho < 10^6 \Omega m$ unterteilt werden [Wei21].

- *Polarisation*

Als Folge des Anliegens eines elektrischen Feldes an einen dielektrischen Werkstoff kommt es zu einer Beeinflussung der Atome und Moleküle. Diese werden deformiert und die entstehenden Dipole am elektrischen Feld ausgerichtet bzw. polarisiert. Mögliche Polarisationsmechanismen sind: Elektronenpolarisation (Verschiebung der negativen Elektronenhülle gegen den positiven Atomkern), Atompolarisation (Verschiebung von Atomen unterschiedlicher Ladung), Gitterpolarisation (Verschiebung unterschiedlich geladener Gitterbausteine im Kristallgitter), Orientierungspolarisation (Ausrichtung der Moleküle am Feld) und Grenzflächenpolarisation (Aufstauen von Ladungsträgern an Grenzflächen unterschiedlicher Medien) [Küc09].

- *relative Permittivität ϵ_r*

Durch diese Kenngröße wird die Polarisationsfähigkeit eines Stoffes bei Stromfluss beschrieben. Sie wird aus dem Verhältnis der Permittivität ϵ eines Stoffes zur Permittivität des Vakuums ϵ_0 berechnet.

$$\epsilon_r = \frac{\epsilon}{\epsilon_0} \quad (2.6)$$

Die Permittivität des Vakuums ist eine Naturkonstante und wird auch als elektrische Feldkonstante (auch Dielektrizitätskonstante / $\epsilon_0 = 8.854 \times 10^{-12} (As)/(Vm)$) bezeichnet. Demnach ist die relative Permittivität ein Ausdruck dafür, inwieweit sich die Speicherfähigkeit (Kapazität C) eines Kondensators zum Vakuum verändert.

Neben der Abhängigkeit von Temperatur und Druck wird die relative Permittivität auch durch sehr hohe elektrische Frequenzen im Bereich von $> 10^6 Hz$ [Cra13], [Küc09] beeinflusst. Jedoch kann bei Frequenzen darunter davon ausgegangen werden, dass die molekularen Dipole dem äußeren Feld unverzögert folgen können und damit die relative Permittivität konstant ist. In technischen Anwendungen eingesetzte Dielektrika weisen in diesem Frequenzbereich eine relative Permittivität zwischen 2 und etwa 8 auf [Küc09]. In [Jag05] wurden hierzu unter anderem die relativen Permittivitäten von typischen Wälzlagerbasisschmierölen (u. a. Mineralöl, Polyglycol, Ester, Polyalphaolefin) untersucht und die Frequenzunabhängigkeit bis etwa $10^7 Hz$ wurde bestätigt. Eine Ausnahme scheinen hier jedoch Schmiermittel auf Ester-Basis darzustellen, welche in diesem Frequenzbereich ein nicht konstantes Verhalten aufweisen.

- *Verlustfaktor $\tan \delta$*

Infolge der Polarisation entstehen durch Quer- und Polarisationsströme dielektrische Verluste. Diese setzen sich aus der Summe der Leitfähigkeitsverluste ($\tan \delta_L$) und der Polari-

sationsverluste ($\tan \delta_P$) zusammen [Küc09]. Demnach ist:

$$\tan \delta = \tan \delta_L + \tan \delta_P \quad (2.7)$$

- *Durchschlagfestigkeit E_D*

Dieser Kennwert gibt für ein Dielektrikum die elektrische Feldstärke an, bei der es frühestens zu einem Spannungsdurchschlag in Form einer Entladung (Lichtbogen oder Funken-schlag) kommt. Diese bestimmt sich aus der Durchschlagspannung U_{DS} bezogen auf die Dicke oder Spaltweite d des Isolierstoffes.

$$E_D = \frac{U_{DS}}{d} \quad (2.8)$$

Die Messung der Durchschlagfestigkeit ist in diversen Normen (u. a. [ASTMD1816], [ASTMD3300], [ASTMD877], [DIN60156], [DIN60243-1], [DIN60243-2]) festgelegt. Hierbei ist die jeweilige Norm zwingend bei der Interpretation zu berücksichtigen. So hängt diese stark von vom Isolierstoff unabhängigen Einflussgrößen wie Elektrodenform und Abstand, dem Umgebungsmedium (Prüfstands-aufbau) und der Art des Spannungsanstiegs ab [Küc09]. Demnach handelt es sich hierbei weniger um einen Materialkennwert im eigentlichen Sinne, sondern vielmehr um einen Kennwert, welcher sich aus der Kombination von Prüfumgebung und Isolierstoff ergibt.

Mittels der beschriebenen rheologischen Parameter, deren Verhalten im hochbelasteten Wälzkontakt weitestgehend bekannt ist, kann der Schmierungs-zustand ermittelt werden. Durch das Wissen über die dielektrischen Eigenschaften des Schmierstoffes kann dann dieser tribologische Zustand in ein elektrisches Ersatzsystem überführt werden [Rad16]. Jedoch sind die zur Ermittlung der dielektrischen Eigenschaften vorhandenen Normen nur teilweise bis gar nicht geeignet, die elektrischen Eigenschaften des Schmierstoffes zu ermitteln [Bec20]. Hierzu wurden in der jüngeren Vergangenheit spezielle Prüfsysteme entwickelt, um diese Lücke zu schließen [BW20]. Auswirkungen auf das elektrische Verhalten des Schmiermittels haben weiterhin die Standzeit des Schmierstoffes beziehungsweise der Verschleiß des Lagers. So führen metallische Abriebpartikel im Schmierstoff zu einer Reduktion seiner Isolierfähigkeit, indem die Entladeströme über die Verschleißpartikel fließen [Bin12].

2.2.2 Relevante Arten von Stromübergängen im Wälzkontakt

Wie in den vorangegangenen Kapiteln aufgezeigt, kommt es in Abhängigkeit der am Wälzkontakt anliegenden Gleichtaktspannung und den tribologischen Randbedingungen zu unterschiedlichen Arten des Stromflusses über den Wälzkontakt. Hier wird zwischen dem Auftreten von *Durchschlägen* und einem *ohmschen Stromfluss* unterschieden.

elektrische Durchschläge

Überträgt man die aus der Hochspannungstechnik [Küc09] und Plasmaphysik [Rai91] [Str18] bekannten Vorgänge von Durchschlagentladungen auf den Wälzkontakt, kann der Entladevorgang wie folgt beschrieben werden. Durch die anliegende Gleichtaktspannung, in Kombination

mit dem trennenden dielektrisch wirkenden Schmierfilm, bildet sich ein elektrisches Feld. Durch dieses elektrische Feld kommt es zu einer Polarisation des Dielektrikums (im Falle des Wälzlagers das Schmiermittel). Ist das elektrische Feld stark genug, setzt die Ionisation des Dielektrikums ein. Hierbei kommt es zu einer Trennung von einem oder mehreren Elektronen vom jeweils zugehörigen Atom oder Molekül des Schmiermittels. Infolgedessen entstehen positiv geladene Ionen (Kationen), negativ geladene freie Elektronen und neutrale Atome bzw. Moleküle. Dieses Gemisch unterschiedlicher Ladungsträger wird in der Physik auch als Plasma bezeichnet. Überschreitet die elektrische Feldstärke im Wälzkontakt die Durchschlagfeldstärke, bildet sich kurzzeitig ein sogenannter leitfähiger Kanal, in dem der Strom über das elektrisch leitfähige Plasma fließt (vgl. Abb. 2.6).

Durch den Ladungsausgleich kommt es zu einem Zusammenbrechen des elektrischen Feldes, wodurch die Ladungstrennung nicht mehr aufrechterhalten werden kann. In der Folge kommt es zur Wiedervereinigung der freien Elektronen und Kationen zu den jeweiligen Atomen und Molekülen. Dieser Prozess wird als Rekombination bezeichnet.

Abhängig von der sich bei der Entladung einstellenden Spannung über Stromkennlinie können die Entladungsarten unterschieden werden. Abbildung 2.5 zeigt hierbei einen exemplarischen Spannungs-Stromverlauf für einen leitfähigen Kanal in einem Edelgas sowie eine Einteilung der vorherrschenden Entladungsart, angelehnt an [Str18] und [Küc09]. Zur Vermessung einer solchen Kennlinie wird zwischen zwei beabstandeten Elektroden die sich einstellende Spannung bei auftretender Entladung vermessen und der Strom kontinuierlich erhöht. Zur exakten Untersuchung

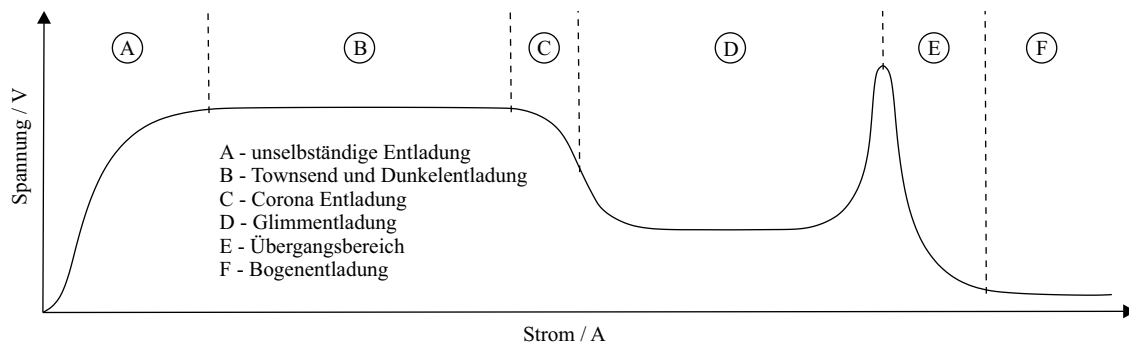


Abb. 2.5: Schematische Darstellung der Spannungs-Stromcharakteristik einer Entladung in einem Edelgas, angelehnt an [Küc09] und [Str18]

dieser Entladephänomene bieten sich Edelgase als Dielektrikum gerade wegen ihrer reproduzierbaren Ionisierungs- und Rekombinationseigenschaften an. Diese basieren auf den bei Edelgasen entweder vollständig besetzten oder leeren Elektronenschalen. Eine Übertragung der an Edelgasen gewonnenen prinzipiellen Ergebnisse auf Untersuchungen mit etwa Isolierölen ist unter Berücksichtigung eventueller Störungen und Streuungen, etwa in der Durchschlagfeldstärke, zulässig [Rai91], [Küc09]. Es wird davon ausgegangen, dass es sich bei den im Wälzlager auftretenden EDMs um Bogentladungen (vgl. Abb. 2.5 Bereich E bis F) handelt [Bot69], [Jag05], [Tis17], [Gem17], [BS19]. Diese Annahme basiert auf den beobachteten Lagerspannungs- und Stromverläufen über der Zeit, welche sich infolge einer Wechselspannung am Lager einstellen [Bot69]. Weiterhin konnte an einem statischen Versuchsaufbau die auftretende Entladung in Luft fotografisch

analysiert werden [Jag05]. Eine Beaufschlagung mit Schmiermittel als Dielektrikum inklusive einer Untersuchung des Einflusses der im Wälzlager vorherrschenden hohen Drücke erfolgte an dieser Stelle nicht. Abbildung 2.6 zeigt den exemplarischen Potentialverlauf einer solchen Bogenentladung über dem Abstand der Elektroden, wie er unter anderem von [Rie67], [Rai91], [Küc09] und [Str18] beschrieben wird. Basierend auf dem Spannungsverlauf werden drei Teilbereiche unterschieden. So kommt es infolge der Anlagerung der Kationen (+) und Elektronen (-) an Kathode und Anode in deren unmittelbarer Nähe zu einem starken Spannungsabfall bei Stromfluss. Diese werden als Kathodenfallgebiet (mit der Kathodenfallspannung U_K und der Kathodenfalllänge l_K) und Anodenfallgebiet (mit der Anodenfallspannung U_A und der Anodenfalllänge l_A) bezeichnet. Dazwischen befindet sich der eigentliche leitfähige Kanal in Form einer Plasmasäule mit der Säulenspannung U_S und der Säulenslänge l_S (auch als Bogenspannung und Bogenlänge bezeichnet). Demnach kann bei einem EDM davon ausgegangen werden, dass die Lagerspannung U_L sich wie folgt zusammensetzt:

$$U_L = U_B = U_K + U_S + U_A \quad (2.9)$$

Weiterhin entspricht die sich einstellende Bogenlänge im Wälzlager in etwa der Schmierfilmhöhe bzw. der minimalen Schmierpalthe zwischen den beiden Kontaktpartnern

$$h_{min} = l_B = l_K + l_S + l_A \quad (2.10)$$

Gerade im Hinblick auf die Untersuchungen im Wälzlager müssen der sehr geringe Abstand der Elektroden als auch die hohen Kontaktdrücke berücksichtigt werden. So wird üblicherweise der Bereich des stärksten Spannungsgradienten im Kathoden- und Anodenfallgebiet zur Bestimmung der Energie einer Bogenentladung vernachlässigt. Ursächlich hierfür ist die geringe und als nahezu konstant angenommene [Rie67] räumliche Ausdehnung von jeweils $\approx 1 \mu\text{m}$ (bei Atmosphärendruck). Das entspricht der freien Wellenlänge des Ions (an der Kathode) bzw. des Elektrons (an der Anode) [Rie67]. Demnach käme es im Schmierpalt des Wälzlagers, welcher nur wenige Mikrometer hoch ist ($\approx 0,1 - \approx 2 \mu\text{m}$ [DS18]), zu einer Überlagerung von Kathoden- und Anodenfall ohne die Ausbreitung einer nennenswerten Bogensäule. Dem widersprechen weitergehende Untersuchungen zur Druckabhängigkeit des Potentialverlaufs von Bogenentladungen. Diese zeigen, dass sowohl der Durchmesser des Lichtbogens [GCR17] als auch die Ausbreitung des Kathoden- und Anodenfalls [BF55], [LY00], [Rie00] durch eine Variation des Umgebungsdrucks beeinflusst werden. So kommt es in diesen Untersuchungen als Folge der Drucksteigerung zu einer Reduzierung des Durchmessers des Lichtbogens und zu einer Verkleinerung der Kathoden- und Anodenfallgebiete. Demnach wäre auch ein Potentialverlauf, wie er zwischen Elektroden mit größerem Abstand beobachtet werden kann, im Wälzkontakt möglich.

Spezielle Untersuchungen bei Bogenentladungen mit geringem Elektrodenabstand wie etwa:

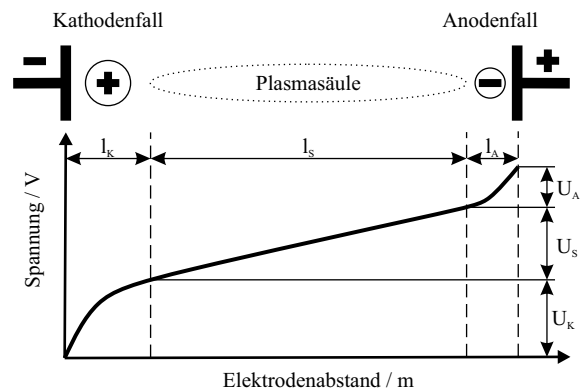


Abb. 2.6: Nicht maßstäbliche Darstellung des Spannungsabfalls über dem Elektrodenabstand mit schematischer Visualisierung der Entladungsteilgebiete

- [AGG70] Korrelation von Stromkratern auf einer Palladiumelektrode und der Art der Entladung / $50 \mu\text{m} \leq l_B \leq 400 \mu\text{m}$,
- [HJ72] erhöhter Elektrodenverschleiß bei Kurzbögen / l_B nicht exakt angegeben und
- [SSU76] Druckabhängigkeit von Kurzbögen bei 0,01 MPa - 1 MPa / $l_B \leq 20 \mu\text{m}$

fokussieren auf den Durchschlag in Luft oder Gasen. Diese Ergebnisse sind allerdings auf die Effekte in einem Wälzlager unter parasitärer Strombelastung nicht voll übertragbar und können lediglich als Anregung für die durchgeführten Untersuchungen dienen.

Weiterhin ist anzumerken, dass diese Vorgänge nicht nur für Bogenentladungen, sondern auch für Glimmentladungen gelten (Abb. 2.5 Bereich C bis D). Jedoch kommt es bei Glimmentladungen zu einem ausgeprägteren Kathoden- und Anodenfall, was mit einem erhöhten Verschleiß der Elektroden einhergeht [Mac32].

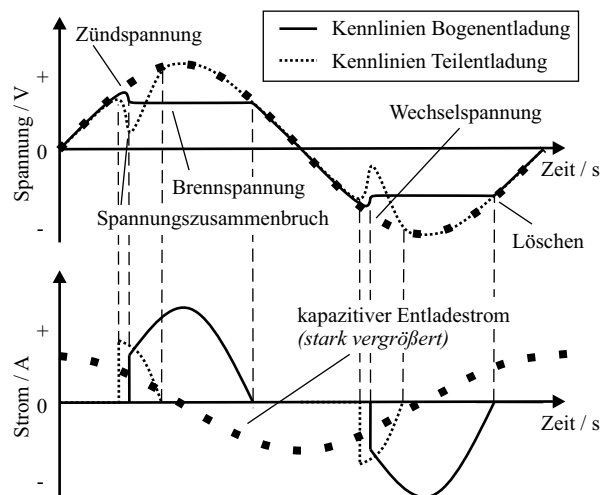


Abb. 2.7: Strom- und Spannungskennlinie von Teil- und Bogenentladungen bei einer aufgeprägten Wechsellspannung

Unter der Beanspruchung mit Wechsellspannung können ebenfalls Entladungen auftreten. Die hierbei aufgenommene Strom- und Spannungskennlinie über der Zeit ist in Abbildung 2.7 für Teilentladungen und Bogenentladungen dargestellt und orientiert sich an [BEO18] und [Rot27]. Teilentladungen sind hierbei Entladungen, die nicht zu einem vollständigen Ladungsausgleich zwischen den Elektronen führen und somit ein Teil der Spannung gehalten wird. Sie zeichnen sich durch einen kurzzeitigen Zusammenbruch der aufgeprägten Wechsellspannung bei einem gleichzeitigen Stromfluss aus. Besonders bei Wechsellspannungen kann dieses Phänomen auftreten [Küc09]. Weiterhin ist in Abbildung 2.7 die Kennlinie einer Bogenentladung bei Wechsellspannung dargestellt. Hier kommt es nach Überschreiten der sogenannten Zündspannung zu einer Bogenentladung. Der nach der Zündung des Bogens einsetzende Spannungsabfall hin zu einem konstanten Niveau erklärt sich daraus, dass zur Aufrechterhaltung des leitfähigen Kanals (vgl. Abb. 2.6) weniger Energie benötigt wird als zur initialen Ionisierung des Dielektrikums. Somit ergibt sich die Brennspannung des Bogens. Parallel kommt es bei Erreichen der Zündspannung zu einem sprunghaften Anstieg des Stromflusses, welcher mit der anliegenden Wechsellspannung an- und absteigt. Zu dem Zeitpunkt, an dem die anliegende Wechsellspannung unter die Brennspannung des Bogens fällt, kann der leitfähige Kanal nicht mehr aufrechterhalten werden und es kommt zu einem Erlischen des Bogens und einer Isolation des Stromflusses [BEO18], [Rai91], [Rot27]. In einem Wälzlager wurde dieses Verhalten in [Bot69] beobachtet. Da es sich bei der parasitären Gleichtaktspannung ebenfalls um eine Wechsellspannung handelt, kann es auch hier zu den beschriebenen Phänomenen kommen.

Im Hinblick auf den hier untersuchten Anwendungsfall des Stromübergangs im Wälzkontakt

müssen einige Punkte gesondert betrachtet werden. So fokussieren die Untersuchungen zu Entladevorgängen auf Anwendungen mit, im Vergleich zur Situation im Wälzkontakt, großen Elektrodenabständen und sehr geringen Umgebungsdrücken. Als Dielektrika werden vorzugsweise Edelgase, Luft und andere Isoliermaterialien (Öle und Feststoffe) eingesetzt. Weiterhin ist die Relativbewegung der Wälzpartner und damit der Elektroden, soweit bekannt, kein Untersuchungsgegenstand. Das berücksichtigend können die folgenden Überlegungen und Hypothesen für Durchschlagentladungen im Wälzkontakt abgeleitet werden:

- *Das Dielektrikum im Wälzlager ist ein **Schmiermittel*** \mapsto demnach ist die primäre Aufgabe die Reduzierung der Reibung und des Verschleißes der Kontaktpartner. Hierzu werden häufig zur Verbesserung der rheologischen Eigenschaften den Schmiermitteln Additive hinzugemischt, deren Wechselwirkung auf die dielektrischen Parameter sowie die Wechselwirkung mit dem elektrischen Feld weitestgehend unbekannt sind. Hieraus ergibt sich der Umstand, dass zur grundlegenden Untersuchung der elektrischen Phänomene im Wälzlager möglichst einfach formulierte Schmiermittel eingesetzt werden sollten. Weiterhin sollten diese eine gewisse *Ähnlichkeit* zu den Eigenschaften von Isolierölen aufweisen, um eine Übertragung der dort gewonnenen Erkenntnisse zu erleichtern.
- *Der Elektrodenabstand im Wälzlager ist im **einstelligen Mikrometerbereich*** \mapsto hieraus ergibt sich ein Zusammenfallen von Anoden- und Kathodenfall, zumindest unter Atmosphärendruck. Welche Auswirkungen sich hieraus ergeben, ist unklar. Generell erscheint eine weitergehende Aufteilung des Spannungsabfalls am Lager in Kathoden- und Anodenfallspannung als auch in die Bogenspannung auf Basis der vorliegenden Untersuchungen als nicht möglich. Unabhängig hiervon könnte über die einzelnen Spannungsabfälle die Schädigung auf die jeweiligen Kontaktpartner und das Schmiermittel aufgeteilt werden. Eine weitere unmittelbare und bekannte Folge des geringen Abstandes sind die vergleichsweise niedrigen Spannungen, welche benötigt werden um zu Durchschlägen im Wälzlager zu führen.
- *Das Dielektrikum im Wälzlager ist **mechanisch hochbelastet*** \mapsto dies führt zu einer signifikanten Veränderung der Dichte mit einer einhergehenden Verfestigung des Schmierstoffes. Hieraus folgt ein Zusammenrücken der Atome und Moleküle des Schmierstoffes. Welche Auswirkungen sich dadurch auf die beobachteten Entladungen, explizit die Durchschlagspannung, ergeben, kann auf der vorliegenden Datenbasis nicht beurteilt werden. Eine Beeinflussung erscheint jedoch auf Basis von Untersuchungen bei *hohen Drücken* (20 MPa) [GCR17] zumindest als sehr wahrscheinlich.

Kontaktwiderstand

Als Folge des Kontaktierens der Rauheitsspitzen in den tribologischen Zuständen der Mischreibung und Grenzreibung (vgl. Abb. 2.10 Betriebszustände 4 und 5) kommt es zu einem Kurzschließen des Schmierfilms. In diesen Zuständen wird von einem ohmschen Stromfluss über die Rauheitsspitzen ausgegangen. Neben den elektrischen Widerständen der stromleitenden Bauteile bildet sich dann ein gesondert zu betrachtender elektrischer Widerstand zwischen den kontaktierenden Körpern. Dieser wird als *Kontaktwiderstand* R_{Kontakt} bezeichnet und setzt sich aus einem sogenannten *Engwiderstand* R_{Enge} und einem *Fremdschichtwiderstand* $R_{\text{Fremdschicht}}$ zu-

sammen:

$$R_{\text{Kontakt}} = R_{\text{Enge}} + R_{\text{Fremdschicht}} \quad (2.11)$$

Zur Einschätzung dieser Widerstände müssen zunächst die unterschiedlichen Berührflächen des Kontaktes gegeneinander abgegrenzt werden. Diese sind in Abbildung 2.8 a für einen exemplarischen elliptischen Kontakt, wie er im hertzschen Kontakt eines Wälzlagers vorkommt, beschrieben. Zunächst wird zwischen der theoretischen Kontaktfläche (mechanisch auch als scheinbare oder nominelle Kontaktfläche bezeichnet [DS18]) und der realen bzw. tragenden Kontaktfläche unterschieden [Hol41] [Vin16]. Der maßgebliche Unterschied hierbei liegt in der Betrachtungsweise der Oberflächen; ob diese als ideal glatte (theoretische / scheinbare / nominelle Kontaktfläche) oder als real raue (reale / tragende Kontaktfläche) Kontaktpartner behandelt werden. Von dieser theoretischen Kontaktfläche leitet nur ein gewisser Prozentsatz den elektrischen Strom. Diese noch kleinere Fläche wird als elektrisch leitende Kontaktfläche (vgl. Abb. 2.8 a) bezeichnet. Sie besteht aus der Summe aller Kontakte, die am elektrischen Stromfluss beteiligt sind. Ein einzelner leitender Kontaktpunkt wird hierbei als *A-Spot* bezeichnet [Hol41]. Zu einem solchen A-Spot kommt es, indem die auf den Oberflächen befindlichen Fremdschichten an einzelnen berührenden Kontaktpunkten verdrängt (als Folge der Kontaktkraft) oder weggebrannt (als Folge des Stromflusses) werden.

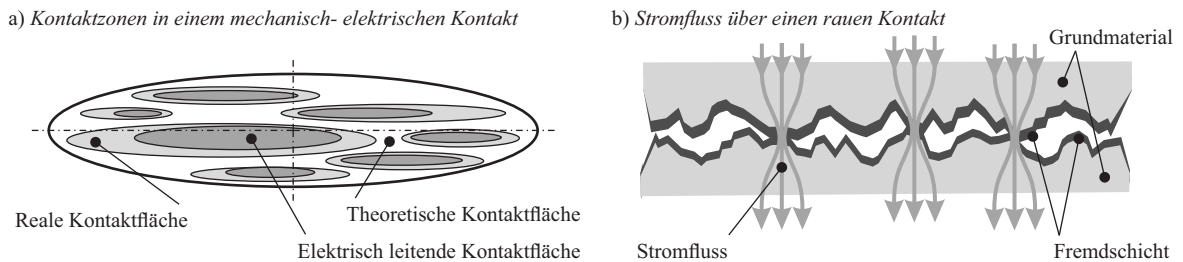


Abb. 2.8: Schematische Darstellung einzelner Aspekte des Kontaktwiderstandes angelehnt an [Vin16] mit a) Aufteilung einer elliptischen Kontaktfläche in unterschiedliche Kontaktbereiche, abhängig von der Betrachtungsweise sowie b) Visualisierung des Stromübergangs in einem exemplarischen rauen Kontakt im Querschnitt

Der Fremdschichtwiderstand, auch als Tunnelwiderstand bezeichnet, ist demnach eine Folge von auf den Oberflächen befindlichen Fetten und Oxiden, welche den Stromfluss behindern sowie eine direkte Berührung der rein metallischen Kontakte verhindern (vgl. auch Abb. 2.8 b). Durch Anlegen einer ausreichend hohen Spannung kommt es zu einem *Freibrennen* (auch als *fritten* bezeichnet) der Kontakte und einer Zerstörung der den Stromfluss behinderten Fremdschicht. Hierbei ist darauf hinzuweisen, dass bei einer Erhöhung des Stromflusses über den Kontakt die einzelnen A-Spots vergrößert und geweitet werden bzw. neue Stromdurchtrittspunkte entstehen. Dieser Prozess, mit dem eine weitere Verdrängung der Fremdschicht einhergeht, trägt die Bezeichnung *B-fritten* [Vin16].

Eine weitere Einflussgröße auf den Fremdschichtwiderstand ist die Kontaktkraft [Lei09] [Vin16]. Hier wird davon ausgegangen, dass infolge von lokalen hohen Flächenpressungen die Fremdschicht verdrängt wird und es zu ersten metallischen Kontakten kommt. Für hochreine Oberflächen konnte gezeigt werden, dass der Fremdschichtwiderstand gegen null geht.

Die in den Kontakten auftretende Verjüngung des leitenden Querschnittes führt zu einer Verengung der Stromlinien, wie schematisch in Abbildung 2.8 b dargestellt. Der hierbei entstehende elektrische Widerstand ist der bereits benannte Engewiderstand. Dieser ist wie der Fremdschichtwiderstand ebenfalls abhängig von der Kontaktkraft. Bei hohen Kontaktkräften und einer damit verbundenen Steigerung der tragenden Kontaktfläche (vgl. Kap. 2.2.3) kontaktiert eine große Anzahl einzelner Mikroflächen, wodurch der Engewiderstand eine nahezu konstante Größe annimmt. Dagegen ist bei niedrigen Kontaktkräften eine größere Streuung des Kontaktwiderstandes auch bei fremdschichtfreien Kontaktflächen zu erwarten [Vin16].

Während der Fremdschichtwiderstand eher eine empirisch zu ermittelnde Größe ist, sind zur Bestimmung des Engewiderstandes eine Vielzahl an empirischen, analytischen und numerischen Berechnungsmodellen bekannt (Übersicht und Gegenüberstellung in etwa [Wet12]). Weiterhin kann mittels detaillierter numerischer Modelle bei bekannten Schichtdicken und Kenntnis der Schichteigenschaften der Kontaktwiderstand vollständig simuliert werden. Hier sind etwa die Modelle nach [Lei09] und [Bla17] zu nennen.

Als Größenordnung für den Kontaktwiderstand wird in [Lei09] im Schalterbau von etwa $1 \text{ m}\Omega$ ausgegangen.

Anzumerken ist, dass die Untersuchungen zum Kontaktwiderstand auf ruhende bzw. stehende und niedrig belastete Kontakte fokussieren. Weiterhin gibt es Untersuchungen zu Schleifkontakten, wie sie an Erdungsbürsten zu finden sind. Demnach können die dort erzielten Forschungsergebnisse nur bedingt auf den dynamischen, mit einem Zwischenstoff geschmierten und hochbelasteten Wälzkontakt übertragen werden. Das berücksichtigend können die folgenden Hypothesen für den Stromübergang bei Auftreten eines Kontaktwiderstandes (vermutlich in *Betriebspunkt 4 und 5*) im Wälzlager getroffen werden:

- *Der Kontakt im Wälzlager ist **geschmiert*** \mapsto somit kann selbst im tribologischen Zustand der Grenzreibung von einer dünnen Grenzschicht Schmiermittel bzw. einem Tribofilm, welcher die Kontaktpartner voneinander trennt, ausgegangen werden. Diese isolierende Schicht sollte wie ein Fremdschichtwiderstand wirken und müsste bei einem Stromfluss zunächst gefrittet werden. Durch die dynamische Bewegung des Wälzkontaktes ist hier auch davon auszugehen, dass diese Fremdschicht außer im Stillstand des Lagers permanent erneuert wird. Wenn diese Grenzschicht jedoch sehr dünn ist, kann es auch zu einem widerstandsfreien Tunneln der Elektronen kommen (sogenannter Tunneleffekt). Hierzu wird in der Literatur eine Schichtdicke von etwa $5 \times 10^{-6} \text{ m}$ angegeben. Eine Schichtdicke, welche im Kontext der Belastungen in einem Wälzlager und einschlägigen Berechnungen zu Schmierfilmhöhe nicht als unmöglich angesehen werden kann.
- *Der Kontakt im Wälzlager ist **hochbelastet*** \mapsto hierdurch ist im Vergleich zu Schaltern oder Steckverbindungen, in denen üblicherweise der Kontaktwiderstand betrachtet wird, von hohen Flächentraganteilen und damit einer größeren realen Kontaktfläche auszugehen. Dies hat eine hohe Anzahl potenzieller A-Spots zur Folge, weswegen der sich einstellende Engewiderstand als konstant angenommen werden kann. Dieser Effekt wird durch die technisch glatten Wälzoberflächen noch verstärkt.

2.2.3 Tribologische Zustände und ihre elektrische Interpretation

Das Betriebs- und Verschleißverhalten von Wälzlagern wird stark vom verwendeten Schmiermittel und dem Schmierzustand bzw. tribologischen Zustand beeinflusst. Hervorgerufen durch das Zusammenspiel von Schmiermittelmenge und dessen tribologischen Eigenschaften, mechanischer Belastung sowie Drehzahl stellt sich im Wälzlager einer der folgenden Reibungszustände ein:

- *Grenzreibung*: Festkörperreibung mit Benetzung der Oberflächen mit einer molekularen Schmierfilmschicht bzw. einer trennenden tribologisch aktiven Schicht.
- *Flüssigkeitsreibung*: Reibung zwischen zwei Körpern, die vollkommen durch einen flüssigen Schmierfilm getrennt sind; auch Vollschmierung genannt.
- *Mischreibung*: Übergang zwischen den beiden Reibungszuständen Grenzreibung und Flüssigkeitsreibung.

Darüber hinaus existieren weitere tribologische Zustände wie Festkörperreibung und Gasreibung. Links der Reibungszustände ist in der Abbildung die sogenannte *Stribeck-Kurve* dargestellt, sie

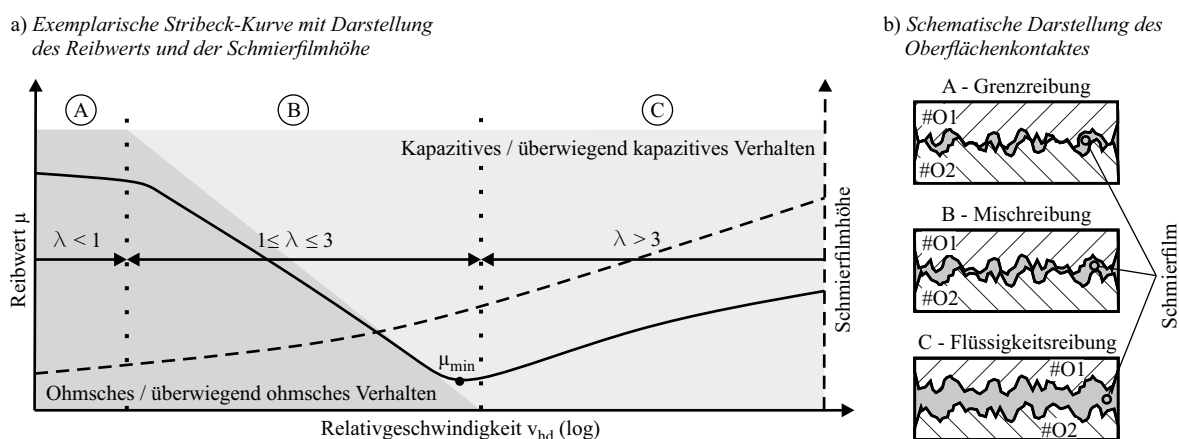


Abb. 2.9: Visualisierung tribologischer Zustände mittels a) einer exemplarischen Stribeck-Kurve inklusive der Angabe der zugehörigen Bereiche der spezifischen Schmierfilmhöhen und einer groben Einordnung des elektrischen Verhaltens sowie weiterhin die b) Interpretation des tribologischen Kontaktes zwischen zwei Oberflächen (#O1 und #O2), welche mit einem Schmiermittel beaufschlagt sind

zeigt die Veränderung des Reibwerts über der Relativgeschwindigkeit der Kontaktoberflächen. Erkennbar sind im Diagramm die drei genannten Reibungszustände, wobei die Festkörperreibung am linken Rand des Diagramms zu finden ist. Der Gesamtreibwert des Lagers ist hierbei zusammengesetzt aus dem Festkörperreibwert, welcher bei vollständiger Trennung der Reibpartner durch das Schmiermittel verschwindet, sowie dem hydrodynamisch bedingten Flüssigkeitsreibwert.

Mit steigender Drehzahl nimmt die Menge an Schmiermittel im Kontakt durch Aufschwimmen der Reibpartner zu. Nach dem Überwinden der Grenzreibung sinkt der Reibwert bis zu seinem Minimalwert kurz vor Erreichen der Flüssigkeitsreibung ab. Bei weiterer Erhöhung der Relativgeschwindigkeit führen steigende Scherverluste im Schmierstoff zu einem erneuten Anstieg der

Reibungsverluste [Kie17].

Berechnung der Schmierfilmhöhe im Punktkontakt

Zur Berechnung der die Kontaktpartner trennenden Schmierfilmhöhe (vgl. Abb. 2.12 b) stehen detailliertere numerische Lösungen auf Basis der Reynolds-Gleichung und der Navier-Stokes-Gleichung zur Verfügung. Weiterhin kommen ebenfalls diverse Näherungsgleichungen zur Berechnung der Schmierfilmhöhe, wie etwa [HD77], [CDD85a] und [CDD85b] sowie [Ven91], zum Einsatz. Im Kontext der Untersuchungen zum elektrischen Stromdurchgang ist zur Bestimmung der Schmierfilmhöhe der Ansatz gemäß [HD77] verbreitet. Um zu diesen Arbeiten (u. a. [Mue04], [Rad16], [Gem17], [Tis17], [Bec20], [Wei21]) eine Vergleichbarkeit herzustellen, wird auch im Zuge der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen der Ansatz nach HAMROCK und DOWSON verwendet und nachfolgend beschrieben.

In diesem Ansatz wird zur Berechnung der zentralen Schmierspalthöhe h_0 von isothermen Bedingungen sowie ideal glatten Oberflächen ausgegangen. Unter diesen Voraussetzungen kann die isotherme Schmierspalthöhe $h_{0,isoth}$ gemäß:

$$h_{0,isoth} = R_x \times 2,69 \times \frac{U^{0,67} \times G^{0,53}}{W^{0,067}} \times \left(1 - 0,61 \times e^{-0,73 \times k}\right) \quad (2.12)$$

berechnet werden. Weiterhin ergibt sich die minimale Schmierspalthöhe (vgl. Abb. 2.12 b) zu:

$$h_{min,isoth} = R_x \times 3,63 \times \frac{U^{0,68} \times G^{0,49}}{W^{0,073}} \times \left(1 - 0,61 \times e^{-0,68 \times k}\right) \quad (2.13)$$

Bei der Variablen R_x handelt es sich um den reduzierten Hauptachsenradius in x-Koordinatenrichtung. Mittels k wird das Verhältnis der elliptischen Halbachsen (a und b) ausgedrückt und kann nach [WC13] über nachfolgende Formel näherungsweise bestimmt werden:

$$k = \frac{a}{b} \approx 1,0339 \times \left(\frac{R_y}{R_x}\right)^{0,636} \quad (2.14)$$

Bei den Parametern U (dimensionsloser Geschwindigkeitsparameter), G (dimensionsloser Werkstoffparameter) und W (dimensionsloser Belastungsparameter) handelt es sich um dimensionslose Hilfsparameter, welche einzelne logisch zusammengehörende Aspekte in separaten Gleichungen zusammenfassen. Diese sind nachfolgend gegeben:

$$U = \frac{\eta_0 \times v_{hd}}{E' \times R_x} \quad (2.15)$$

$$G = \alpha_p \times E' \quad (2.16)$$

$$W = \frac{Q}{E' \times R_x^2} \quad (2.17)$$

Die relevante hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit im Schmierpalt ergibt sich als der Mittelwert der Oberflächengeschwindigkeiten der kontaktierenden Körper eins und zwei:

$$v_{hd} = \frac{v_1 + v_2}{2} \quad (2.18)$$

Eine weitere tribologische Kenngröße in diesem Zusammenhang ist die entdimensionierte Schmierpalthe λ . Diese setzt die berechnete Schmierfilmhöhe in Bezug zur Oberflächenrauheit der Kontaktpartner. Somit kann mittels dieses Parameters zwischen den drei tribologischen Zuständen (Grenzreibung $\lambda < 1$ / Mischreibung $1 \leq \lambda \leq 3$ / Vollschrimerung $\lambda > 3$) unterschieden werden. Die Einteilung der Grenzwerte der entdimensionierten Schmierpalthe erfolgt hierbei konform zu [DS18]. Weiterhin wird in den hier durchgeführten Berechnungen zur Bestimmung der entdimensionierten Schmierfilmhöhe der formale Ansatz gemäß [Kie17] verwendet. Hierbei wird nicht der kombinierte quadratische Mittelwert Rq , sondern die kombinierte mittlere quadratische Höhe Sq der beiden Kontaktpartner zur Berechnung verwendet:

$$\lambda = \frac{h_{0,isoth}}{\sqrt{Sq_1^2 + Sq_2^2}} \quad (2.19)$$

Als Vereinfachung wird aufgrund der isothermen Bedingungen und der vergleichbaren Viskositäten der beiden im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Schmierstoffe keine separate Berechnung der Schmierpalthe durchgeführt, sondern eine mittlere Viskosität verwendet. Weiterhin fließt die mittlere Schergeschwindigkeit im Schmierpalt in die Berechnung ein und es erfolgt keine Unterscheidung zwischen stehendem und rotierendem Ring.

Elektrische Interpretation des tribologischen Kontaktes

Nach aktuellem Stand der Forschung hängen der Aufbau der elektrischen Spannung im Wälzkontakt sowie die betragsmäßige Höhe des fließenden Stroms vom tribologischen Zustand dieses sich dynamisch verändernden Kontaktes ab. Um diesen Zusammenhang dazustellen, muss der mechanische Betriebspunkt des Wälzlagers elektrisch interpretiert werden. Diesen kausalen Zusammenhang zwischen dem im Wälzlager vorhandenen Schmierzustand und der Art des sich einstellenden Lagerströme wurde in [Pre02] aufgezeigt und in [Rad16] weiter detailliert. Demnach können fünf prinzipielle elektrische Ersatzsysteme identifiziert werden, welche mit dem zugehörigen tribologischen System in Abbildung 2.10 dargestellt sind.

- *Betriebszustand 1 - Isolation:*

Der Wälzkontakt befindet sich in Vollschrimerung und die sich einstellende Feldstärke aus angelegter Spannung und Schmierfilmhöhe ist kleiner als die Durchschlagfestigkeit des Kontaktes. Die Spannung kann vollständig gehalten werden und es kommt zum Auftreten von unschädlichen kapazitiven Umladeströmen.

Als elektrisches Ersatzsystem kann dieser Zustand als eine Parallelschaltung von elektrischem Schmierstoffwiderstand $R_{Schmiermittel}$ und Kapazität $C_{Schmiermittel}$ (Wälzkörper über Schmiermittel zu Außen-/Innenring) je Wälzkontakt interpretiert werden. Diese sind über den elektrischen Widerstand des Wälzkörpers $R_{Wälzkörper}$ miteinander verbunden.

- *Betriebszustand 2 - Einsetzen von Entladungen:*

In einem der beiden Kontakte kommt es zu einem Übersteigen der Durchschlagfestigkeit

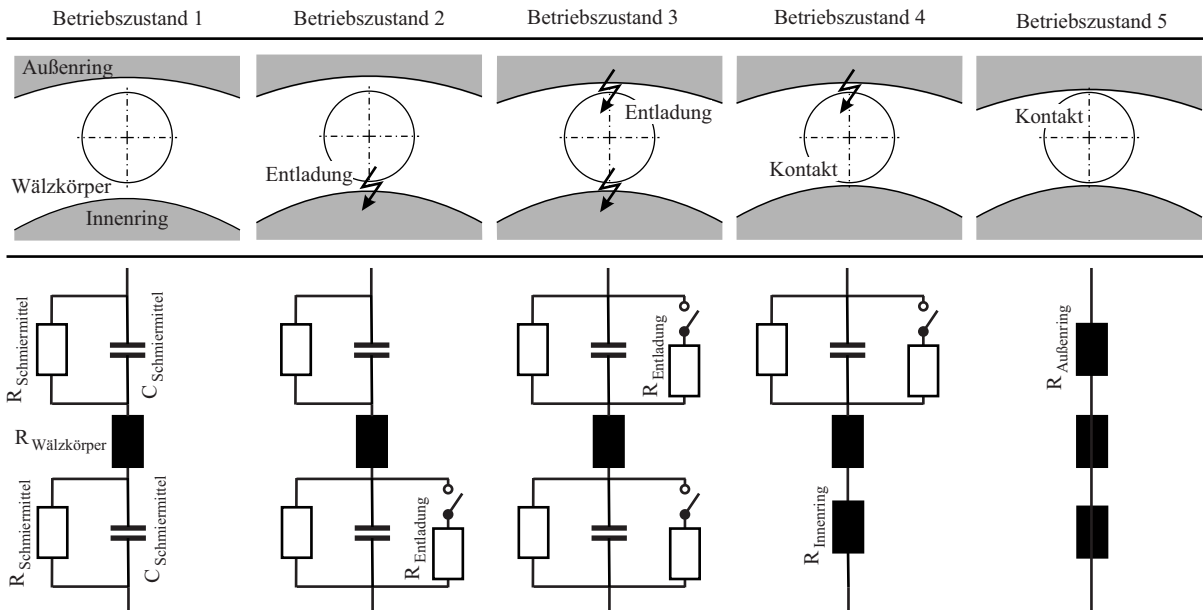


Abb. 2.10: Übersicht der nach [Rad16] definierten Ersatzschaltbilder (unten) für die jeweiligen tribologischen Systeme (schematisch oben)

des Kontaktes und es treten mitunter schädliche EDM-Entladungen auf. Ursächlich hierfür kann eine Reduzierung der Schmierfilmhöhe oder eine Erhöhung der anliegenden Spannung sein [GCB19]. Beide Effekte führen zu einer erhöhten Feldstärke im Kontakt.

Hier wird an der durchschlagenden Kontaktstelle ein Schaltelement eingefügt. Dieses wird aktiv beim Auftreten einer EDM-Entladung und schaltet den elektrischen Widerstand des Entladekanals $R_{\text{Entladung}}$ zu. Dieser Widerstand liegt nach [Jag05] zwischen 5Ω und 10Ω . In [GKS23] wurde die Stromabhängigkeit des Entladewiderstands weiter untersucht und mit $0,1 \Omega$ (fließender Strom 4 A) bis 1000Ω (fließender Strom $0,001 \text{ A}$) angegeben (vgl. Kapitel 5).

- *Betriebszustand 3 - Vermehrtes Auftreten von Entladungen:*
In diesem Zustand kommt es an beiden Kontaktstellen zu einer Überschreitung der Durchschlagfestigkeit und es kommt zu Entladevorgängen. Das elektrische Ersatzsystem ist entsprechend dargestellt.
- *Betriebszustand 4 - Abklingen der Entladevorgänge:*
Infolge einer expliziten Reduzierung der Schmierfilmhöhe tritt das Lager in den Zustand der Mischreibung ein. Durch das Berühren der Rauheitsspitzen verändert sich nach [Rad16] die Art des Stromflusses und es kommt zunächst an einer Kontaktstelle zu einem ohmschen Stromübergang.
Hier reduziert sich die Parallelschaltung von elektrischem Schmierstoffwiderstand, Kapazität und EDM-Schalter auf den reinen Widerstand des Innenrings.
- *Betriebszustand 5 - Ohmscher Stromfluss:*
Durch eine weitere Veränderung der tribologischen Bedingungen folgt eine berührende

Kontaktierung über die Rauheitsspitzen der jeweiligen Kontaktpartner.

Hierdurch stellt sich eine Reihenschaltung der metallischen Bauteile (*Außenring* \mapsto *Wälzkörper* \mapsto *Innenring*) ein und der Strom fließt ohmsch über die Rauheitsspitzen. Als Folge hieraus kommt es zu keinen EDM-Entladungen mehr [Rad16].

Eine schematische Darstellung des Betriebsverhaltens des Wälzlagers in den einzelnen Betriebszuständen 1 bis 5 kann Abbildung 2.11 entnommen werden. Es ist dabei darauf zu achten, dass die Betriebszustände 2 und 4 als Übergangsbereiche verstanden werden und sich nahtlos in das Schaubild einfügen. So zeigt Abbildung 2.11 die Abhängigkeit der Häufigkeit des

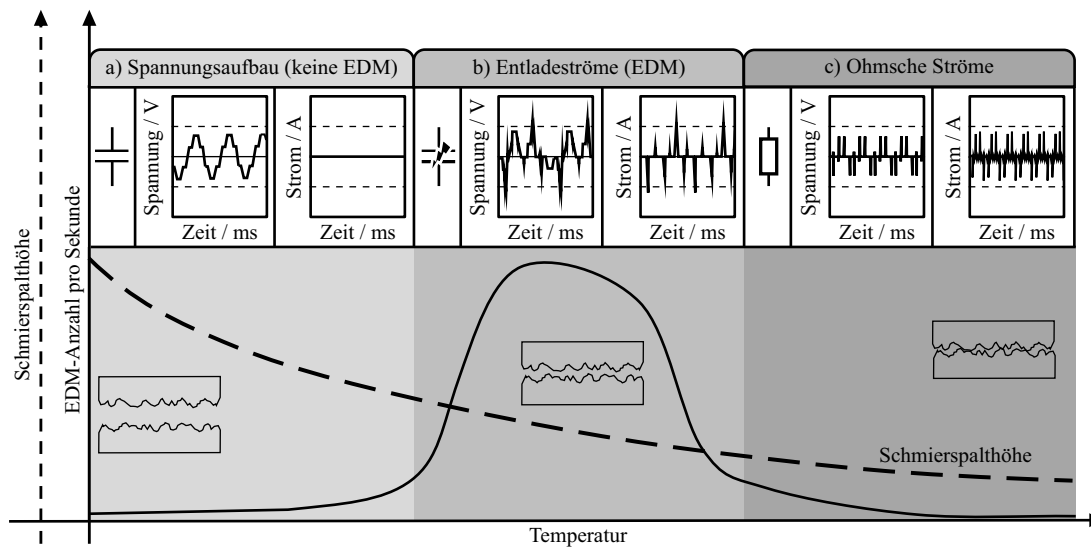


Abb. 2.11: Zonenabhängige Darstellung der EDM-Anzahl pro Sekunde bei Schmierfilmdickenvariation infolge von Temperatursteigerung bei ansonsten konstanten Betriebsbedingungen (Kraft, Drehzahl, Prüfspannung und Schaltfrequenz) sowie Darstellung des elektrischen Ersatzsystems mit den jeweiligen charakteristischen Spannungs-Stromverläufen (exemplarisch)

Auftretens von Entladeströmen von der Temperatur bei ansonsten konstanten mechanischen Randbedingungen und gleichbleibender Spannung. Die Erhöhung der Temperatur im ansonsten konstanten System geht mit einer Reduzierung der Viskosität des Schmierstoffes und damit mit einer Verringerung der Schmierspalthöhe einher. Somit geht das untersuchte Wälzlager vom Vollschmierungszustand in den Mischreibungszustand über, was mittels des exemplarischen Schmierspalthöhenverlaufs und den visualisierten Rauheiten im Diagramm verdeutlicht wird. Das Wälzlager als elektrisches Bauteil betrachtet ist von dieser Änderung ebenfalls betroffen. So kann bei ausreichender Schmierfilmdicke der Wälzkontakt zunächst primär als Kondensator interpretiert werden. Hierin sind die Kontaktflächen des Wälzkörpers und der Wälzkörperlaufbahn die Elektroden und das verwendete Schmiermittel das Dielektrikum. Bei ausreichender Schmierfilmdicke liegt zunächst ein isolierendes, kapazitives Verhalten des Lagers vor. Das bedeutet, dass die aufgeprägte Common-Mode-Spannung, charakterisiert durch das Aufladen des Kondensators mittels dreier Spannungsimpulse gefolgt von drei Entladeimpulsen in identischer Höhe, vollständig im Kondensator gehalten werden kann (vgl. Abb. 2.11 a Spannungsaufbau

ohne EDM-Entladungen). Durch eine einsetzende Schmierfilmdickenreduzierung, beispielsweise infolge einer Temperaturerhöhung, reduziert sich der Abstand der Elektroden (Wälzkörper zu Wälzkörperlaufbahn) des Kondensators zueinander und die anliegende Spannung kann nicht mehr vollständig gehalten werden. Infolgedessen kommt es zu Entladeströmen in Form von Funkenschlägen zwischen den Laufbahnen und dem Wälzkörper. Dieses Verhalten zeigt sich darin, dass ein dreistufiger Aufbau der Common-Mode-Spannung nicht mehr vollständig möglich ist und es zu einem Zusammenbrechen der Spannung kommt, in deren Folge ein Strom über das Lager fließt (vgl. Abb. 2.11 b Entladeströme). Mittels weiterer Schmierfilmreduzierung tritt das Lager in den tribologischen Zustand der Mischreibung ein. Aus elektrischer Sicht wird dieser Zustand so interpretiert, dass die auftretenden Entladeströme nun nicht mehr den Kondensator aufladen oder überladen, sondern die auftretenden Ströme über die sich nun berührenden Rauheitsspitzen in Form von ohmschen Strömen abgeleitet werden. Ein Aufbau der elektrischen Spannung ist in diesem Zustand nicht mehr möglich (vgl. Abb. 2.11 c Ohmsche Ströme).

Unter der Berücksichtigung der Zustände der Grenzreibung und der Mischreibung (Betriebszustände 4 bis 5) muss das Ersatzschaltbild nach [Pre02] und [Rad16] um den in Kapitel 2.2.2 beschriebenen Kontaktwiderstand ergänzt werden. Diesen berücksichtigend ergibt sich die Schaltung, wie sie in Abbildung 2.12 a dargestellt ist. Dabei wird dem Kontaktwiderstand ebenfalls ein Schalter $S_{Kontakt}$ vorangestellt, welcher bei einem metallischen Kontakt den elektrischen Pfad über den nachfolgenden Widerstand freigibt. Hierdurch ergibt sich ein elektrisches Ersatzschaltbild, welches in allen Betriebszuständen (1 bis 5) gültig ist. Weiterhin ist anzumerken, dass die Schmierstoffkapazität $C_{Schmiermittel}$ nochmals in Teilkapazitäten (vgl. Abb. 2.12 b) aufgeteilt wird. So erfolgt eine weitergehende Berücksichtigung der Schmierstoffkapazitäten im Ein- $C_{Einlauf}$ und Auslaufbereich $C_{Auslauf}$ sowie der hertzschen Kontaktzone C_{Hertz} des Wälzkontakts. Die einzelnen Komponenten des Ersatzschaltbildes können teilweise messtechnisch als auch einzeln über einen formalen Zusammenhang bestimmt werden. Unter der Annahme eines Plattenkondensators mit der hertzschen Kontaktfläche A_{Hertz} als Elektrodenfläche, der Schmierfilmhöhe h_0 als Abstand zwischen den Elektroden und der relativen Permittivität ε_r des Schmierstoffes ergibt sich für die Kontaktkapazität:

$$C_{Schmiermittel} = k_C \times C_{Hertz} = k_C \times \varepsilon_0 \times \varepsilon_r \times \frac{A_{Hertz}}{h_0} \quad (2.20)$$

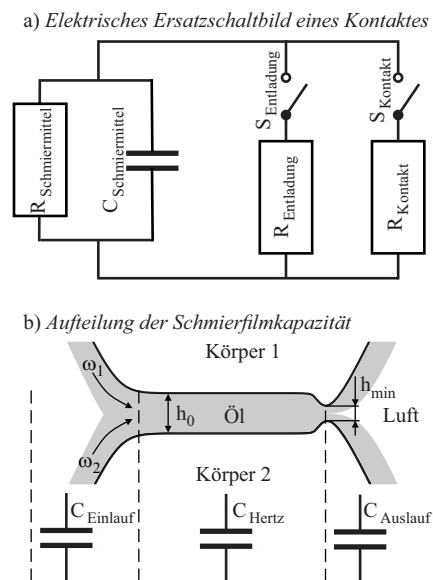


Abb. 2.12: Elektrische Darstellung des Wälzkontaktes mit a) dem verwendeten Ersatzschaltbild für alle tribologischen Zustände und b) der Visualisierung der einzelnen Kontaktkapazitäten im EHD-Kontakt

Unter Berücksichtigung der elektrischen Leitfähigkeit ρ kann der Widerstand des Schmiermittels bestimmt werden:

$$R_{\text{Schmiermittel}} = k_R \times R_{\text{Hertz}} = k_R \times \frac{\rho \times h_0}{A_{\text{Hertz}}} \quad (2.21)$$

Die Faktoren k_C und k_R sind in diesen Formeln (2.20 und 2.21) Korrekturfaktoren, welche die Abweichung der Berechnung zu den messtechnisch bestimmten Kennwerten beschreiben. Abhängig von der Art des verwendeten Lagertyps, der Belastungsrichtung (axial / radial) und der Schmierfilmhöhe kann k_C Werte zwischen 1,2 und 50 annehmen [BFT17], [Fur17], [Bec20]. Werte für k_R sind bisher nicht publiziert.

Zur Beschreibung der Kapazität als auch des elektrischen Widerstandes im Wälzlager wird der komplexe Widerstandes, die Impedanz Z , verwendet. In unter anderem [Pre02], [Gem17], [Bec20], [Wei21] wurden Impedanzmessungen dazu genutzt, den tribologischen Zustand als auch den Einfluss verschiedener Schmiermittel auf das elektrische Bauteil Wälzlager zu untersuchen. Die Impedanz zeigte sich hierbei als probate und zuverlässige physikalische Größe, den tribologischen und elektrischen Zustand des Wälzlagers zu beschreiben, Veränderungen im Wälzkontakt zu detektieren und das elektrische Verhalten des Lagers im Gesamtsystem zu beurteilen. In Abbildung 2.13 ist das grundsätzliche Verhalten der Impedanz in den drei tribologischen Zuständen der *Grenzreibung*, *Mischreibung* und *Vollschmierung* dargestellt. Nach aktuellem Stand der Technik wird davon ausgegangen, dass bei einem Phasenwinkel von $\varphi \approx -90^\circ$ (kapazitives Verhalten) sich der Wälzkontakt respektive das gesamte Wälzlager in Vollschmierung befindet (vgl. Abb. 2.13 b). Bei einer Annäherung des Phasenwinkels an $\varphi \approx 0^\circ$ wird von einem reinen resistiven Verhalten und damit von Grenzreibung ausgegangen. Die konkrete Erfassung des Zustandes der Mischreibung mittels der Impedanzmessung gestaltet sich aufgrund der wechselnden Kontaktbedingungen und des Kurzschließens des Schmierfilms über sich berührende Rauheitsspitzen als problematisch [Pra06], [Fur17], [Wit17]. Dieses Kurzschließen des Schmierfilms macht sich in der Messung der Impedanz unter anderem auch durch ein Messrauschen bemerkbar. Weiterhin wird bisher davon ausgegangen, dass bei Mischreibung sich das elektrische Verhalten in einem *definierten Frequenzbereich* von resistiv ($\varphi = 0^\circ$) zu kapazitiv ($\varphi = -90^\circ$) ändert. Eine Zuordnung, wo dieser Frequenzbereich liegt, ist bisher nicht gegeben.

Auf Basis der berechneten Widerstände und Kapazitäten des Wälzkontaktes kann dann unter Annahme der in Abbildung 2.12 a dargestellten Parallelschaltung der Betrag der Impedanz mit dem dazugehörigen Phasenwinkel in Abhängigkeit der Frequenz des Wechselstroms ω bestimmt werden:

$$|Z| = \frac{R_{\text{Schmiermittel}}}{\sqrt{1 + R_{\text{Schmiermittel}}^2 \times \omega^2 \times C_{\text{Schmiermittel}}^2}} \quad (2.22)$$

$$\tan \varphi = -\omega \times R_{\text{Schmiermittel}} \times C_{\text{Schmiermittel}} \quad (2.23)$$

Der Vollständigkeit halber sei angemerkt, dass es bei höheren Frequenzen ($f \geq 10^6 \text{ Hz}$) auch zu Phasenwinkeln von $\varphi \approx 90^\circ$ kommen kann. Diese sind ein Hinweis auf Resonanzen des Messsystems, die sich als Induktivitäten ($\varphi = 90^\circ$) in der Impedanzmessung bemerkbar machen. Eine physikalische Eigenschaft des Wälzkontaktes wird hierdurch nicht beschrieben.

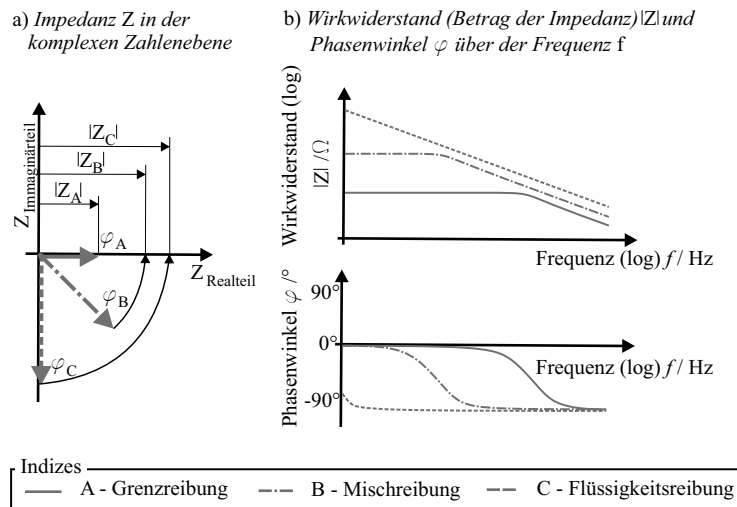


Abb. 2.13: Prinzipielles Verhalten der Impedanz im Wälzkontakt bei unterschiedlichen tribologischen Bedingungen (Interpretation nach aktuellem Stand der Forschung). Mittels der Darstellung in a) der komplexen Zahlenebene und b) mittels Betrag und Phasenwinkel

Letztlich zeigt dieses Unterkapitel die starke Abhängigkeit und Wechselwirkung des tribologischen Zustands des Wälzkontaktes mit dem elektrischen Ersatzsystem. Durch die äußeren mechanischen Randbedingungen (*Kontaktdruck, Drehzahl, Temperatur*) in Zusammenhang mit den rheologischen Schmierstoffkenngrößen (*Viskosität, Dichte*) stellt sich ein Reibungszustand, definiert durch die Schmierfilmhöhe und die spezifische Schmierfilmhöhe, ein. Dieser kann dann in Kombination mit den dielektrischen Schmierstoffeigenschaften (*spezifische Leitfähigkeit, relative Permittivität, Durchschlagfeldstärke*) in ein elektrisches Ersatzsystem überführt und berechnet werden. Hierbei ist weiterhin die Abhängigkeit der rheologischen und dielektrischen Schmierstoffkennwerte vom Kontaktdruck, der Temperatur und der Schaltfrequenz zu berücksichtigen. Demnach verknüpft dieses Forschungsgebiet des elektrischen Stromdurchgangs im Wälzlager Kenntnisse im Bereich der Tribologie mit denen aus der Kontaktphysik und Elektrotechnik. Weitergehende experimentelle und theoretische Arbeiten zum tribologisch-elektrischen Wälzkontakt sind in Kapitel 5 dargestellt.

2.2.4 Grenzwerte für die elektrische Belastung

Zur elektrischen Dimensionierung des Wälzlagers beziehungsweise zur Einschätzung der auf es wirkenden elektrischen Belastung werden unterschiedliche Kenngrößen verwendet. Diese sind die scheinbare Lagerstromdichte (unter anderem [And69]) als auch die in neuerer Zeit eingeführte Lagerscheinleistung [Tis17].

Die Stromdichte J an sich beschreibt das Verhältnis aus fließendem Strom I zum Querschnitt

des Leiters A_{Leiter} .

$$J = \frac{I}{A_{Leiter}} \quad (2.24)$$

Die Lagerstromdichte, wie sie von [And69] beschrieben und in umfangreichen Forschungsarbeiten [Pre02],[Mue04], [Jag05], [Rad16], [Gem17] verwendet wird, ist jedoch in Teilen abweichend definiert. So wird die Lagerstromamplitude Teilweise auf die hertzsche Gesamtkontaktfläche (Formel 2.25), die Kontaktfläche zwischen den Wälzkörpern und dem Innenring (Formel 2.26) oder auch auf die mittlere Kontaktfläche der Wälzkörper zu Außen- und Innenring (Formel 2.27) ins Verhältnis gesetzt. Weiterhin findet in diesem Kennwert keine Unterscheidung nach den unterschiedlichen Stromarten statt.

$$J_L = \frac{I_L}{\sum A_{Hertz\ Innenring} + \sum A_{Hertz\ Außenring}} \quad (2.25)$$

$$J_L = \frac{I_L}{\sum A_{Hertz\ Innenring}} \quad (2.26)$$

$$J_L = \frac{I_L}{\frac{1}{2} (\sum A_{Hertz\ Innenring} + \sum A_{Hertz\ Außenring})} \quad (2.27)$$

Sie ist nicht mit den realen Stromdichten im Kontakt $J_{Kontakt}$ zu vergleichen, welche aufgrund der geringeren Durchtrittsfläche lokal deutlich größer sind [MB03]. Demnach ist die scheinbare Lagerstromdichte vor allem als vergleichendes Maß für ähnliche Lagertypen zu sehen, welche die Belastungen im Kontakt auf die hertzsche Kontaktfläche reduziert. Das begründet, dass die aus der Literatur bekannten Grenzwerte nur bedingt auf andere Lagertypen übertragen werden können. Die nachfolgend angegebenen Grenzwerte wurden vor allem an Radialrillenkugellagern in einem ähnlichen Lastbereich evaluiert [Mue04], [Gem17] und erlauben an diesen eine Einschätzung über die elektrische Belastung des Wälzlagers:

$$\begin{aligned} \text{Unkritisch:} & \quad J_L < 0,1 \dots 0,3 \frac{A}{mm^2} \\ \text{Ggf. kritisch:} & \quad 0,1 \dots 0,3 \frac{A}{mm^2} < J_L < 1 \frac{A}{mm^2} \\ \text{Schädlich:} & \quad J_L > 1 \frac{A}{mm^2} \end{aligned}$$

Aufbauend auf der scheinbaren Lagerstromdichte wird zur Beurteilung der Schädigung während der Versuchszeit der elektrische Lagerstress W_L verwendet [Mue04]. Dieser definiert sich aus der Multiplikation aus scheinbarer Lagerstromdichte, der Schaltfrequenz f_C des Frequenzumrichters und der Betriebszeit $t_{operation}$ der Belastung.

$$W_L = J_L \times f_C \times t_{operation} \quad (2.28)$$

In [Tis17] wird weiterhin die Lagerscheinleistung als Bemessungskennwert für die elektrische Belastung im Wälzlager angegeben. Diese berechnet sich mittels des Produkts aus der Spannung vor der Entladung mit dem bei der Entladung fließenden Nachladestrom.

$$S_L = I_L \times U_L \quad (2.29)$$

Die Grenzwerte für die Lagerscheinleistungen gelten speziell für die Betriebszustände, in denen es zu EDM-Entladungen kommt. In [Tis17] sind diese wie folgt angegeben:

Unkritisch: $S_L \leq 20 \text{ VA}$

Schädlich: $S_L \geq 60 \text{ VA}$

Lagerscheinleistungen über 60 VA werden als sehr kritisch eingestuft und benötigen besondere Vorsichtsmaßnahmen. Der Übergangsbereich zwischen 20 VA und 60 VA gilt hierbei als noch nicht hinreichend erforscht [Fur17]. Als problematisch anzumerken ist ebenfalls, dass mittels dieses Kennwertes mit den gegebenen Grenzwerten nur solche Betriebszustände bewertet werden können, in denen keine ohmschen Ströme auftreten. Ist bei einem Entladevorgang noch davon auszugehen, dass dieser lokal begrenzt und eventuell in nur einem einzelnen Wälzkontakt stattfindet, muss im ohmschen Bereich davon ausgegangen werden, dass sich der Stromfluss auf mehrere Wälzkontakte aufteilt. Unter diesen Randbedingungen und Einschränkungen der zur Verfügung stehenden Vergleichsparameter erscheint es zweckmäßig, diese im Rahmen der hier vorgestellten Versuche weiterzuentwickeln und anzupassen. Hierzu wird in Kapitel 6.6 eine Hypothese formuliert, mit der eine elektro-mechanische Dimensionierung gegen das Auftreten von Riffeln möglich sein kann. Unabhängig davon werden, um eine Vergleichbarkeit zu vorangegangenen Arbeiten herzustellen, die Kennwerte der scheinbaren Lagerstromdichte, der Lagerscheinleistung und der elektrische Lagerstress ebenfalls für die hier durchgeführten Versuche angegeben.

3 Zielsetzung

Basierend auf dem dargelegten Stand der Technik und Forschung wird die Zielsetzung der Arbeit im Folgenden eingegrenzt und formuliert.

Abbildung 3.1 greift hierzu nochmals das aus Abbildung 2.12 a dargestellte elektrische Ersatzsystem des Wälzkontaktes auf. Ergänzt wird diese Abbildung jedoch um Kapazitäten und Widerstände aus der Umgebung des Wälzkontaktes. Diese Kapazitäten und Widerstände ergeben sich etwa aus Kapazitäten der Wälzlagerlaufbahnen zum Wälzlagerkäfig oder etwa denen der Rotorwelle zum Lagersitz. Pauschal können diese demnach auf Umgebungseinflüsse zurückgeführt werden. Unabhängig hiervon können anhand Abbildung 3.1 die momentanen Forschungsschwerpunkte und Stände verdeutlicht werden.

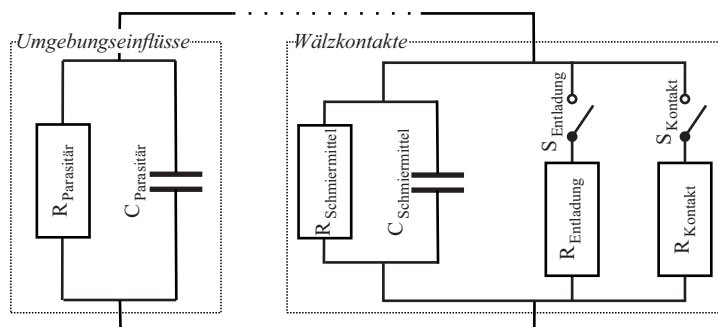


Abb. 3.1: Elektrisches Schaltbild eines Wälzlagers mit Aufteilung in parasitäre Widerstände und Kapazitäten infolge von Umgebungseinflüssen sowie der Schaltung des eigentlichen Wälzkontaktes zur Verdeutlichung des Standes der Forschung als auch der Zielsetzung der Arbeit

So liegt momentan ein Schwerpunkt in der Forschung des parasitären Stromdurchgangs in der Entwicklung analytischer und numerischer Impedanzmodelle. Mittels dieser kann das elektrische Verhalten des Wälzkontaktes im Gesamtsystem des elektrischen Antriebsstrangs beschrieben werden. Diese Modelle erlauben die Beschreibung der Parallelschaltung des Schmierstoffwiderstandes $R_{Schmiermittel}$ mit der Schmierstoffkapazität $C_{Schmiermittel}$ in unterschiedlicher Modellierungstiefe [MB09], [Gem17], [Fur17], [SLB21].

Betrachtungen zu den Umgebungseinflüssen ($C_{Parasitär}$ und $R_{Parasitär}$) wie dem Anteil von unbelasteten Wälzkörpern an der Lagerkapazität [Sch20] oder der Wechselwirkung der Impedanz mit der Veränderung der Kontaktpartner [Mar21] [KHG22] sind Gegenstand neuerer Forschung. Erste Untersuchungen in einem engen Parameterbereich zum Widerstand des Entladekanals $R_{Entladung}$ wurden in [HS00] und [Pra06] durchgeführt. So zeigt [HS00] eine lineare Abhängigkeit des EDM-Stroms von der Höhe der am Lager anliegenden Gleichtaktspannung auf. Hierbei

wurde die Lagerspannung im Experiment durch den Einsatz unterschiedlicher Umrichter und Motorläufer variiert. [GS21] bestätigt dieses Verhalten für einen tribologisch konstanten Zustand bei Variation der Gleichtaktspannung mittels eines synthetischen Umrichters. Die hieraus zu ermittelnden Widerstände lassen sich als eine Art Zündwiderstand (vgl. Abb. 2.7) interpretieren. Eine Einschätzung, was für eine Art von Entladephänomen vorliegt, ist hieraus nicht möglich. Unabhängig hiervon verwendet [Jag05] die Messergebnisse aus [HS00] zur Einschätzung der Größenordnung seines rechnerisch ermittelten Entladewiderstands.

In [Pra06] wird der Entladewiderstand an einem radialbelasteten Zylinderrollenlager untersucht. Hier stellte sich abhängig vom applizierten Strom eine nichtlineare Spannungs-Stromcharakteristik ein. Diese zeigte Abhängigkeiten von der Drehzahl (gemessen bei 450 min^{-1} , 750 min^{-1} und 1000 min^{-1}) und der applizierten Radiallast (gemessen bei $7,35 \text{ kN}$ und $9,8 \text{ kN}$ / entspricht einem C_0/P von circa 131 und 98). Hier konnte in einem engen Parameterfeld gezeigt werden, dass, solange es zu keinem Stromfluss über den Wälzkontakt kommt, eine vergleichsweise hohe Impedanz (10 bis $1000 \text{ k}\Omega$) gemessen werden kann. Diese kann durch die äußeren Randbedingungen, aber auch signifikant durch das verwendete Schmiermittel, beeinflusst werden. Sobald jedoch ein Stromfluss eintritt, der Schmierfilm also durchschlägt, sinkt die Impedanz signifikant ab [Mue04], [Pra06]. Weiterhin ist der sich dann einstellende Entladewiderstand abhängig von der Höhe des fließenden Stroms. Untersuchungen zur Aktivierung des Entladepfades $S_{Entladung}$, sprich die Durchschlagspannung im Schmierspalt, sind weitestgehend unbekannt.

Weiterhin sind im Kontext der Bestrebungen der Impedanzmodellentwicklung auch solche Arbeiten zu nennen, die Messmethoden entwickeln, um die notwendigen Eingangsparameter für die Modellbildung zur Verfügung zu stellen [Zik10], [Jos19], [Bec20].

Ein weiterer Schwerpunkt neben der Modellbildung liegt in der Untersuchung der Aus- und Wechselwirkungen des elektrischen Systems mit den im Stromfluss befindlichen Maschinenelementen. Hier werden mit wechselndem Fokus die grundlegenden Beeinflussungen der Lagerströme [Rad16], [Fur17], [Wei21] als auch die sich einstellenden Schäden (vgl. Kapitel 2.1.2) an den Maschinenelementen beschrieben. Hierbei werden nicht nur die Laufflächen betrachtet, sondern es wird auch die Veränderung am verwendeten Schmiermittel untersucht [Mue04], [Jag05], [GCB19], [ZXL21]. Diese Dauerversuche wurden bisher nur bei niedrigen mechanischen Belastungen ($C_0/P > 30$) durchgeführt.

Auf diesem Stand aufbauend geht die vorliegende Arbeit zwei Fragestellungen nach; zum einen, wie der Stromfluss im Wälzkontakt bei unterschiedlichen tribologischen Zuständen stattfindet (Kapitel 5). Hierzu werden umfangreiche Untersuchungen mittels idealisierter Bestromung mit Gleichstrom und Wechselspannung durchgeführt. Diese erlauben eine genauere Definition und prinzipielle Charakterisierung der Stromdurchgänge. Gemäß dem Ersatzschaltbild nach Abbildung 3.1 führt dies dazu, dass einerseits das Auslöseevent für den Entladepfad $S_{Entladung}$ als auch den Kontaktpfad $S_{Kontakt}$ klarer hervorgehen. Weiterhin werden der Widerstand des Entladekanals $R_{Entladung}$ und der Kontaktwiderstand $R_{Kontakt}$ näher betrachtet. Zusätzlich werden in diesem Zusammenhang auch Messungen durchgeführt, die eine Aussage über die Art der vorliegenden Entladungen zulassen.

Diese Ansätze führen zu einem verbesserten Verständnis des tribo-elektrischen Kontaktes und

erlauben eine Erweiterung der bestehenden Impedanzmodelle um diese Einflussparameter. Als Nebeneffekt können die hier aufgebauten und vorgestellten Mess- und Auswertemethodiken verwendet werden, um notwendige Kenngrößen für Impedanzmodelle zu bestimmen.

In einem weiteren Schritt werden gezielt die Auswirkungen des Lagerstroms in Modellversuchen in Mischreibung untersucht (Kapitel 6). Die sich hier einstellenden unterschiedlichen Schäden und Auswirkungen werden umfangreich analysiert. Dabei wird eine Vielzahl von Messgrößen (Impedanzmessungen, Schwingungsmessungen, Verschleißgewichte) aufgenommen und die Versuche werden umfangreich analysiert (Schmierstoffanalysen, Oberflächenuntersuchungen). Die hieraus abgeleiteten Zusammenhänge werden aufgezeigt und erläutert. Im Gegensatz zu vorangegangenen Arbeiten kommt für diese Versuche ein eng umgrenzter Modellprüfstand zum Einsatz, bei dem Störgrößen weitestgehend ausgeschlossen sind.

Hierauf aufbauend werden mittels eines Simulationsmodells die Auswirkungen des elektrischen Stromdurchgangs auf die Oberflächenrauheiten als auch die mechanischen Belastungsparameter in Form von unter anderem Traganteilkurven aufgezeigt (Kapitel 7). Weiterhin wird hier auch auf Basis von mechanisch eingelaufenen Oberflächen die notwendige Energie zur Oberflächenmutation hin zu einem elektrischen geschädigten Versuch dargestellt. Dieser Ansatz erlaubt eine erste Einschätzung der umgesetzten elektrischen Verlustenergien im Kontakt und damit einen Rückschluss auf die Schädigung.

4 Experimentelle Ausstattung und Versuchsmethodik

Ziel dieses Kapitels ist es, einen Überblick über den mechanischen und elektrischen Aufbau des eingesetzten Prüfstandes zu geben. Weiterhin werden die einzelnen Messgrößen beschrieben als auch, wie diese Messgrößen in den einzelnen Versuchen ausgewertet werden. Da nicht bei allen Versuchsreihen, welche im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, sämtliche zur Verfügung stehende Messtechnik eingesetzt wurde, werden zu Beginn jedes Experiments die Durchführung als auch die betrachteten Messgrößen erläutert. Zur besseren Einordnung der gewählten Versuchspunkte werden hier weiterhin die mechanischen und tribologischen Zustände des Prüfkörpers mit bekannten Kenngrößen dargestellt.

4.1 Mechanischer Prüfaufbau

Für die hier vorgestellten Versuche kommt eine modifizierte Prüfzelle auf Basis des im Rahmen des Forschungsvorhabens FVA 650 II [BW20] entwickelten Geräts zur erweiterten Schmierstoffanalyse (kurz GESA) zum Einsatz. Bei dem GESA handelt es sich um einen Prüfstandsadapter, welcher in den Prüfraum eines handelsüblichen Vierkugelapparats eingebaut werden kann. Hierbei werden die mechanischen Randbedingungen, wie Axialkraft und Drehzahl, über die Belastungsvorrichtungen des Vierkugelapparats aufgebracht. Die elektrischen Randbedingungen (Lagerzwischenkreisspannung und Schaltfrequenz) werden mittels eines vom Antrieb des Vierkugelapparats unabhängigen Umrichters auf den Prüfling appliziert. Somit ist es möglich, die mechanischen und elektrischen Randbedingungen unabhängig voneinander zu variieren.

In u. a. [BS18], [GCB19], [BW20] wurde dieser Prüfaufbau dazu eingesetzt, Schmierstoffe elektrisch zu vermessen und zu charakterisieren. Weiterhin wurden diese Prüfzelle und ihre Weiterentwicklungen in [GS21], [KHG22], [GCK22b] dazu verwendet, die Auswirkung von kombinierten elektro-mechanischen Beanspruchungen auf das eingesetzte Axiallager zu analysieren.

Für die hier beschriebenen Versuche wurde eine GESA-Prüfzelle entsprechend Abbildung 4.1 eingesetzt. Hierbei wird über einen selbsthemmenden Kegelsitz die applizierte Versuchsdrehzahl von der Motorwelle a-2 des elektrischen Antriebsmotors a-1 auf die Antriebswelle b-1 übertragen. Mittels der elektrisch isolierten Funktionsflächen b-1.2 liegt das Drehmoment als auch die Rotationsbewegung am Schleifringüberträger b-3 an. Dieser ist mittels einer Schraubenverbindung mit der Prüfswelle b-13 verdrehfest verbunden. Die Prüfswelle b-13 wird mittels einer Keramikkugel b-2 zur Rotationsachse des elektrischen Antriebsmotors zentriert. Weiterhin werden hier auch die wirkenden Axialkräfte entlang der Rotationsachse in den Stahlstempel b-1.1 weitergeleitet und abgestützt. Das zu untersuchende Axiallager b-10 wird über den rotierenden

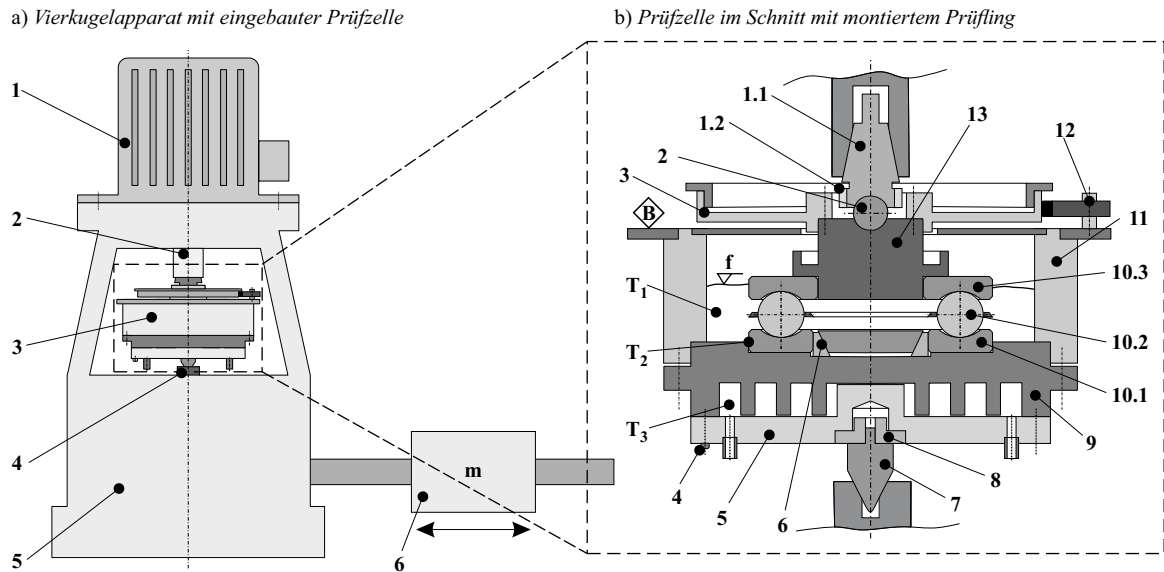


Abb. 4.1: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus in a) Vierkugelapparat mit weiterentwickelter Prüfzelle (GESA – Gerät zur erweiterten Schmierstoffanalyse) bestehend aus 1 elektrischer Antriebsmotor / 2 Motorwelle (Schnittstelle zur Prüfzelle) / 3 Prüfzelle / 4 axialer Belastungsstempel (Schnittstelle zur Prüfzelle) / 5 Grundkörper / 6 Hebelarm der applizierten Axialkraft in b) Schnittdarstellung der verwendeten Prüfzelle mit montiertem Prüfling bestehend aus 1 Antriebswelle (1.1 Stahlstempel / 1.2 Kunststoffisolierung an Funktionsflächen) / 2 Zentrierkugel (elektr. isolierende Keramik) / 3 Schleifringüberträger (1 Kanal) / 4 Konnektor (Stromausleitung) / 5 Grundplatte mit Zu- und Ablauf des Temperiermediums / 6 Verspanneinheit / 7 Zentrierspitze / 8 Isolierflansch (Keramik) / 9 Prüflingsaufnahme mit Kühlkanälen / 10 Axiales Prüflager (10.1 stehender Ring / 10.2 Wälzkörper mit Käfig / 10.3 rotierender Ring) / 11 Gehäuse / 12 Silbergrafitbürste (Stromeinleitung) / 13 Prüfwelle

Ring b-10.3 mittels einer Presspassung auf der Prüfwelle montiert. Der stehende Ring b-10.1 des Prüflagers wird in der Prüflingsaufnahme b-9 positioniert und zentriert als auch über eine Kegelspannverbindung b-6 gegen unerwünschtes Verdrehen (Ringwandern) infolge des im Axiallager entstehenden Reibmoments gesichert. Die Prüflingsaufnahme b-9 ist wiederum mittels einer Schraubenverbindung mit der Grundplatte b-5 verbunden. Diese beiden Bauteile sind zueinander abgedichtet und bilden die notwendigen Kanäle für einen Heiz- bzw. Kühlkreislauf, mit dem die Prüfzelle temperiert werden kann. Die elektrische Isolation zum axialen Belastungsstempel a-4 und damit zum Grundkörper a-5 des Vierkugelapparates erfolgt mittels eines in die Grundplatte b-5 eingelassenen Keramikflansches b-8, welcher weiterhin die Zentrierspitze b-7 aufnimmt. Diese zentriert die Prüfzelle zum axialen Belastungsstempel a-4. Über diesen wird die Axialkraft in die Prüfzelle eingeleitet. Die Einstellung der Kraft erfolgt über die Verschiebung des Belastungsgewichtes m auf dem Hebelarm a-6, welcher über einen Umlenkpunkt die wirkende Kraft auf den Axialstempel und damit auf die Prüfzelle überträgt.

Neben den mechanischen Randbedingungen, Drehzahl und Axialkraft, welche durch den Prüfaufbau des Vierkugelapparates der Prüfzelle vorgegeben werden können, kann diese weiterhin tem-

periert werden. Hierzu ist ein Heiz- bzw. Kühlkreislauf vorgesehen, dessen Zu- und Ablauf in der Grundplatte b-5 umgesetzt ist. Als Temperiermedium wird ein Silikonöl aufgrund seines weiten thermischen Einsatzgebietes verwendet. Dieses wird mittels eines externen Aggregates temperiert und durch den Heiz- bzw. Kühlkreislauf gefördert. Zusätzlich eingebrachte Rippen in der Prüflingsaufnahme b-9 unterstützen einen zügigen Wärmeaustausch zum Prüfraum und gewährleisten so eine exakte Temperierung der Prüfwelle und des eingesetzten Schmiermittels (vgl. Abb. 4.1 Füllstand f). Zur Erfassung der Temperaturverteilung ist die Zelle mit entsprechenden Sensoren ausgestattet deren Positionen in Abbildung 4.1 visualisiert sind. Hierin sind:

- T1 – Temperatur des Schmieröls gemessen auf Höhe des Wälzlagerkäfigs
- T2 – Temperatur des stehenden Rings; diese wird als Referenztemperatur definiert
- T3 – Temperatur des Temperiermediums im Zulauf

Weiterhin kann ein Beschleunigungssensor an der Prüfwelle (Abbildung 4.1 B) montiert werden. Mittels diesem können die Schwingungen der Welle überwacht werden und Veränderungen des Schwingungsverhaltens, wie sie etwa durch Veränderungen der Lagerlaufbahn infolge von elektrischem Stromdurchgang zu erwarten sind (vgl. [RLM15], [BGC19]), über der Versuchszeit beobachtet werden.

Die elektrische Belastung des Prüflings wird mittels des Schleifkontaktes zwischen einer Bürste aus Silbergranit b-12 ein- und über den Konnektor b-4 ausgeleitet. Der resultierende Strompfad ergibt sich demnach aus der Kontaktierung und Isolierung der einzelnen Komponenten zueinander über b-12 \mapsto b-3 \mapsto b-13 \mapsto b-10.3 \mapsto b-10.2 \mapsto b-10.1 \mapsto b-9 \mapsto b-5 \mapsto b-4. Die weiteren Bauteile der GESA-Zelle sind durch Kunststoff- (b-1.1) und Keramikbauteile (b-2 und b-8) vom Strompfad isoliert, wodurch ein klar definierter Strompfad gewährleistet wird. Neben der elektrischen Belastung kann über diesen Pfad auch die Impedanz des Prüflings vermessen werden.

4.2 Elektrische Belastungseinrichtungen

Zur Untersuchung der tribologisch-electrischen Wechselwirkungen und ihrer Auswirkungen im Wälzkontakt kommen diverse elektrische Belastungseinheiten zum Einsatz. Der Anschluss dieser ist schematisch in Abbildung 4.2 visualisiert, wobei unterschieden werden muss, ob die GESA-Zelle elektrisch belastet wird (a) oder eine Impedanzmessung durchgeführt wird (b). Im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen kommen drei unterschiedliche Spannungsquellen zum Einsatz:

- *Gleichspannung*

Hier kommt ein Labornetzteil (*Hersteller: Manson / Bezeichnung: HCS 3304*) mit auswählbarem Konstantspannungs-/Konstantstrombetrieb zum Einsatz. Der Ausgangsstrom kann dabei zwischen 0 A bis 8 A und die Ausgangsspannung zwischen 0 V bis 60 V variiert werden. Bei Aufbringen einer Gleichspannung in den hier vorliegenden Versuchen wird ein 10Ω Vorwiderstand (R3) eingesetzt, um das Labornetzteil spannungsgesteuert zu betreiben und so Wechselwirkungen zur Stromreglung des Netzteils zu vermeiden und einen konstanten Strom aufzuprägen. Der Vorwiderstand kann bis zu einem maximalen Strom von 5 A belastet werden.

- *Wechselspannung*

Mittels eines Funktionsgenerators (*Hersteller: HAMEG / Bezeichnung: HM8030-5*) wird das Wälzlager mit einer Wechselspannung beaufschlagt. Hier kann eine Spannungsamplitude zwischen 0 V bis 10 V und die Frequenz zwischen 0,05 Hz bis 5 MHz variiert werden. Dabei kommt es zu einem maximal fließenden Strom von 0,2 A. Im Frequenzbereich, welcher im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen betrachtet wird (100 Hz bis 100 kHz), weist der Funktionsgenerator maximal einen Oberschwingungsgehalt von 0,5 % auf.

- *Gleichtaktspannung*

Um Wälzlager unter realitätsnahen elektrischen Beanspruchungen zu untersuchen, wurde in [RG15] ein spezieller Belastungsumrichter entwickelt. Mit diesem ist es möglich, eine Gleichtaktspannung (Common-Mode-Spannung) zu erzeugen, welche mit der im realen System am Wälzlager anliegenden Lagerspannung vergleichbar ist. So kann die Peak-to-Peak Höhe der generierten Gleichtaktspannung zwischen 0 V bis 60 V und die Schaltfrequenz zwischen 1 kHz und 50 kHz variiert werden. Dieser Umrichter wurde in umfangreichen Forschungsprojekten eingesetzt und Ergebnisse hieraus in einer Vielzahl von Veröffentlichungen publiziert [RKS14], [BKR18], [GS21]. Das elektrische Ersatzschaltbild ist Anlage 9.1 zu entnehmen.

Bei Einsatz dieser unterschiedlichen Spannungsquellen kommt zur Messung des fließenden Stroms eine Strommesszange (*Hersteller: Testec / Bandbreite: 150 MHz*) zum Einsatz. Der Spannungsabfall wird mittels Spannungstastkopf (*Hersteller: Keysight, vormals Agilent / Bandbreite: 50 MHz*) über die gesamte GESA-Zelle (R1 und R2) vermessen. Hierbei beträgt der Widerstand der Silbergrafitbürste im Mittel $4,2 \times 10^{-3} \Omega$ mit einer Standardabweichung von $2,9 \times 10^{-3} \Omega$ und kann im Vergleich zum erwarteten Gesamtwiderstand des Prüflings vernachlässigt werden. Die entsprechende Parameterstudie, welche den strom- und drehzahlabhängigen Widerstand der Bürste untersucht, kann Anlage 9.3 entnommen werden. Zur Aufzeichnung der Lagerströme und Spannungen kommt ein USB-Oszilloskop (*Hersteller: National Instruments / Bezeichnung: NI USB-5133*) zum Einsatz. Dieses kann Signale bis 50 MHz je Kanal messen und weist eine Abtastrate von bis zu 100 MS/s auf. Die Messung der Impedanz (Abbildung 4.2 b) erfolgt mittels eines Netzwerkanalysators (*Hersteller: omnicron / Bezeichnung: Bode 100*), welcher einen Frequenzbereich von 100 Hz bis 4 MHz abdeckt.

Allen Aufbauten gemein ist, dass sowohl die elektrischen Belastungen als auch die Impedanzmessung über den Schleifkontakt der Silbergrafitbürste (Abbildung 4.2 Widerstand R1 sowie Abbildung 4.1 b-12) sowie den identischen Strompfad gemäß Kapitel 4.1 erfolgen.

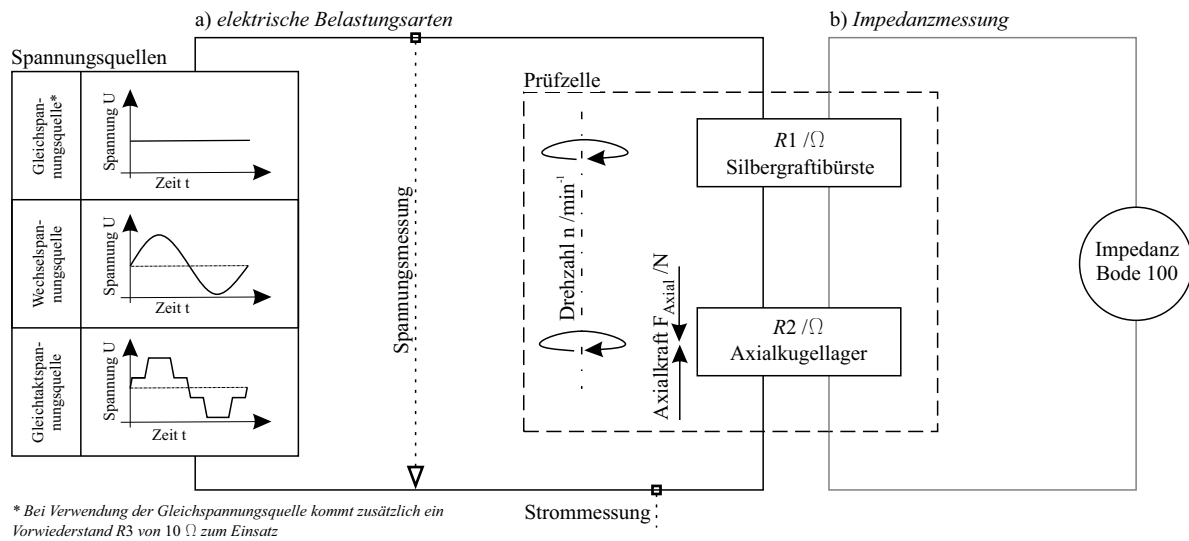


Abb. 4.2: Elektrisches Ersatzschaltbild der Prüfwelle mit Darstellung der jeweils in unterschiedlichen Versuchsreihen verwendeten Spannungsquellen a) inklusive Visualisierung der Messstellen für Strom und Spannung als auch des Messkreises der Impedanzmessung b)

4.3 Sekundäre Messgrößen und ihre zugrundeliegende Auswertemethodik

Neben der messtechnischen Erfassung der mechanischen Belastung und der sich einstellenden Lagerströme und Spannungen können bei Bedarf weitere physikalische Größen erfasst werden. Hauptanwendung dieser sekundären Messgrößen ist die detailliertere Analyse der Dauerversuche, welche in Kapitel 6 beschrieben sind. Diese verfolgen die Zielsetzung der Generierung einer höheren Informationsdichte und der Erzeugung eines umfassenderen Blicks auf die Auswirkungen des elektrischen Stromdurchgangs in Mischreibung. Nachfolgend sind die weiteren im Rahmen der Versuche möglichen Messgrößen aufgeführt und ihre Auswertung zusammenfassend beschrieben:

- *Vibrationsmessung an der Prüfwelle und Analyse*

Um Erkenntnisse über den Zusammenhang von Laufgeräuschen, Schwingungen und dem Oberflächenzustand des Lagers zu gewinnen, wird während den Prüfläufen dauerhaft eine Schwingungsmessung durchgeführt. Hierzu befindet sich am Gehäuse der Prüfwelle (Abbildung 4.1 B) ein Beschleunigungssensor, außerdem wird die Drehzahl des Lagers über einen Hall-Sensor festgehalten. Zum Einsatz kommt ein piezoelektrischer Sensor (*Hersteller: Dytran / Bezeichnung: 3056B5*); er besitzt eine Auflösung von 50 mV/g und deckt einen Messbereich zwischen 0 und 100 g Amplitude bei einer Frequenz von 1 Hz bis 10 kHz ab. Die anschließende Auswertung erfolgt über einer Visualisierung der Ordnungsspektren über der Versuchszeit.

- *Konfokal- und Lichtmikroskopie der Wälzkörper und der Laufflächen*

Die Vermessung der Oberflächen der Wälzpartner zu ausgewählten Versuchspunkten erfolgt mittels zweier unterschiedlicher Verfahren. So wird zum visuellen Vergleich der Ober-

flächen auf eine Auswahl von unterschiedlichen Mikro- und Makroskopen zurückgegriffen. Die 3D-Oberflächenvermessung erfolgt hingegen mittels eines Konfokalmikroskops (vertikale Auflösung des verwendeten Objektivs 6 nm). Hierbei wird mittels einer entwickelten Prüfaufnahme gewährleistet, dass die Probe (etwa die Lagerringe) zum Mikroskop immer in identischer Weise positioniert und ausgerichtet ist. Dies erlaubt die Überwachung des nahezu identischen Oberflächenausschnitts zu unterschiedlichen Zeitpunkten. Eine weiterführende Beschreibung dieser Messaufnahme ist in Anlage 9.5 beigefügt.

Die Nachbearbeitung und Aufbereitung der 3D-Oberflächen erfolgt über das kommerzielle Programm *MountainsMap* (Hersteller: *µsurf*). In diesem Schritt wird zunächst nach sogenannten Artefakten, wie Spiegelungen, Reflektionen oder starken Messabweichungen der Oberflächenmessung, gesucht und diese werden mittels Interpolation beseitigt. Darauf aufbauend wird dann zwecks weiterführender Auswertung die Form von der Rauheit getrennt, wodurch eine Ebene mit überlagerter Rauheit und Welligkeit entsteht.

Die Auswertung erfolgt hierbei mittels Abbott-Firestone-Kurven [AF33], Histogrammen der Oberflächenhöhen und einer Auswahl von Oberflächenkennwerten gemäß [DIN25178-2]. Weiterhin dienen die hier vermessenen 3D-Oberflächen als Eingangsgröße für die Simulationen (vergleichbar mit [GS22]) in Kapitel 7.

- *Bestimmung der Verschleißgewichte*

Um den elektroerosiven Verschleiß der untersuchten Wälzlager messen zu können, kommt eine Hochgenauigkeitswaage (Hersteller: *Ohaus* / Bezeichnung: *Explorer EX225D*) zum Einsatz. Diese weist eine Ablesbarkeit von 0,01 mg mit einer Wiederholgenauigkeit von 0,02 mg auf. Mittels ihr werden bei ausgewählten Versuchen die einzelnen Wälzlagerringe als auch die Wälzkörpersätze (inklusive Käfig) gewogen.

- *Schmiermitteluntersuchungen - EXTERN*

Die abgedichtete Prüfzelle erlaubt eine ausreichende Füllmenge an Schmieröl, um nach einem erfolgten Prüflauf eine Probe (ca. 50 ml) zur Schmierstoffanalyse abzufüllen. Diese wird mittels eines externen Dienstleisters (Firma: *Oelcheck*) durchgeführt. Neben rheologischen Untersuchungen werden auch Schmierstoffanalysen durchgeführt, welche eine Quantifizierung der metallischen und organischen Abriebe und Verschleißpartikeln erlauben. Ferner kann auch die Oxidation des Schmiermittels beurteilt werden.

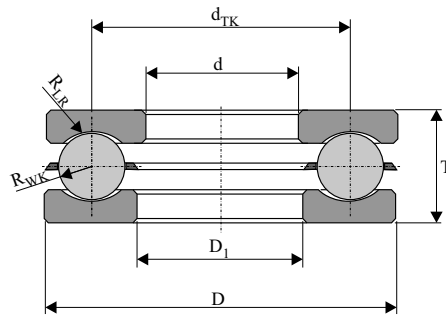
Weiterhin werden an den eingeschickten Proben Infrarot-Spektroskopien durchgeführt. Bei der Infrarot-Transmissions-Spektroskopie (*kurz IR-Spektroskopie*) wird eine in Kaliumbromid gepresste Probe mit Infrarotstrahlung beschossen und anschließend gemessen, welche Wellenlängen der Infrarotstrahlung von der Probe absorbiert werden und welche die Probe durchdringen können. Dabei reagieren die Atombindungen mit der Strahlung, sodass die entsprechenden absorbierten Wellenlängen bestimmten Molekülen beziehungsweise Stoffgruppen zugeordnet werden können. Eine genaue Identifikation der in der Probe enthaltenen Stoffe ist nicht immer möglich, da die Signaturen nicht zwingend charakteristisch für ein bestimmtes Element sind. Die IR-Spektroskopie erlaubt jedoch auf einen Blick, Veränderungen zwischen den einzelnen Versuchsproben sichtbar zu machen. Im Rahmen der Untersuchungen mit elektrisch belasteten Schmierstoffen wurde die IR-Spektroskopie bereits durch [Mue04], [Jag05] sowie [Pra06] erfolgreich zur Analyse eingesetzt.

4.4 Eigenschaften des Prüflagers und der verwendeten Schmierstoffe

Aus dem hier vorgestellten Versuchsaufbau ergibt sich der Vorteil, dass an jedem Wälzkörper-Laufbahnkontakt nahezu die identischen tribologischen Bedingungen vorherrschen. Somit kommt es im Gegensatz zu vertikal angeordneten Lagern nicht zu einer ausgeprägten Lastzone. Daher werden Axiallager in der Belastungszelle des Vierkugelapparates als mechanische Prüflinge eingesetzt. Im Rahmen der hier vorliegenden Untersuchungen werden Axiallager vom Typ 51208 verwendet. Tabelle 4.1 fasst die für dieses Lager relevanten Parameter zusammen, welche für weiterführende Berechnungen zum Einsatz kommen.

Tab. 4.1: Zusammenfassung der geometrischen Abmessungen als auch Angabe wesentlicher Berechnungsdaten und Oberflächenkennwerte des Prüflagers 51208

Geometriedaten		Berechnungs- und Oberflächendaten	
d :	42 mm	C :	35,2 kN
d_{TK} :	53 mm	C_0 :	77,6 kN
D :	68 mm	n_{Grenz} :	4400 rpm
D_1 :	40 mm	Sa^* :	0,51 μm
R_{LR}^* :	5,8 mm	Sq^* :	0,64 μm
R_{WK}^* :	5,15 mm	Sk^* :	1,53 μm
T :	19 mm	Spk^* :	0,32 μm
$Anzahl_{WK}$:	14 Stk.	Svk^* :	0,89 μm



*Median aus 26 Messungen mittels Konfokalmikroskop nach Lagereinlauf (vgl. Anhang 9.5)

Zur Beurteilung der mechanischen Belastung des Prüflagers gibt Abbildung 4.3 Auskunft über wesentliche Belastungsparameter im einstellbaren Axialkraftbereich des Vierkugelapparats. Hierbei wird zur Beurteilung der mechanischen Auslastung das Verhältnis der statischen Tragzahl C_0 zur dynamischen äquivalenten Lagerbelastung P (im Fall des verwendeten Axiallagers entspricht P der wirkenden Axialkraft F_{Axial}) dargestellt. Weiterhin ist zur Beurteilung der Kontaktbelastung die maximale hertzische Pressung $p_{max,Hertz}$ als auch die nach Hertz bestimmte Kontaktfläche A_{Hertz} eines einzelnen Kontaktes angegeben. Als Beurteilungskriterium für die elektrische Belastbarkeit des Wälzkontaktes ist der Verlauf des kritischen Lagerstroms dargestellt. Dieser ergibt sich gemäß Kapitel 2.2.4 als der Strom, bei dem die kritische Lagerstromdichte von $0,1 \text{ A/mm}^2$ im betrachteten Betriebspunkt überschritten wird. Bei elektrischen Belastungen unterhalb dieser Kennlinie sollte nach aktuellem Stand der Technik keine Schädigung durch den elektrischen Stromdurchgang erfolgen.

Als Schmiermittel kommen zwei unterschiedliche Öle (*OF 1.1* und *OF 7.1*) mit vergleichbarem Viskositätsverhalten zum Einsatz. Als Referenzöl wird vorzugsweise das nicht additivierte Mineralöl mit der Bezeichnung *OF 1.1* verwendet. Bei *OF 7.1* handelt es sich um ein Produktöl eines Schmiermittelherstellers mit einem Additivpaket zur massiven Erhöhung der elektrischen Leitfähigkeit. Die Namensgebung der verwendeten Schmierstoffe orientiert sich an dem For-

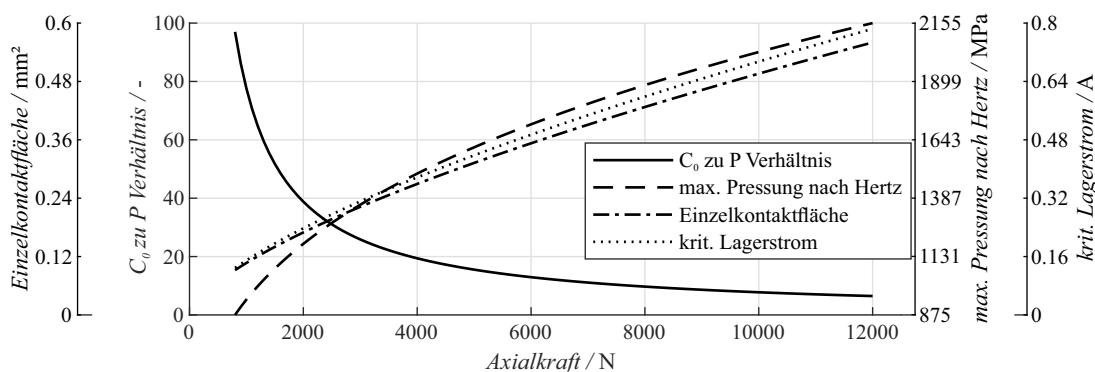


Abb. 4.3: Belastungsparameter des verwendeten Prüflagers 51208 abhängig von der am Prüfstand einstellbaren Axialkraft

schungsvorhaben 650 II der Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA). Hier wurden diese Öle bereits elektrisch charakterisiert und beschrieben. Weitere Untersuchungen zum elektrischen Verhalten dieser beiden Öle haben gezeigt, dass *OF 1.1* als isolierend betrachtet werden kann, während *OF 7.1* als leitfähig gilt [Bec20], [Wei21]. Eine kurze Zusammenfassung relevanter rheologischer Daten der beiden Öle ist Tabelle 4.2 zu entnehmen. Weiterführende Diagramme zur Druck- und Temperaturabhängigkeit der Viskosität, der Dichte, der spezifischen Leitfähigkeit und der relativen Permittivität können Anlage 9.2 entnommen werden.

Tab. 4.2: Relevante Eigenschaften der verwendeten Schmierstoffe

Schmierstoff	Kinematische Viskosität in mm^2/s (10 °C / 40 °C / 80 °C)	Viskosität in g/cm^3 (10 °C / 40 °C / 80 °C)	Dichte in g/cm^3 (10 °C / 40 °C / 80 °C)	Leitfähigkeit in nS/m
<i>OF 1.1</i>	816,80 104,80 19,20	0,89 0,87 0,85	<0,001	
<i>OF 7.1</i>	616,20 108,30 15,20	0,93 0,91 0,88	>200	

5 Experimentelle Untersuchung des tribologisch-elektrischen Wälzkontaktes

Der tribo-elektrische Wälzkontakt beschreibt die Wechselwirkung zwischen dem tribologischen Zustand des Kontaktes auf der einen Seite und der Art des Stromflusses auf der anderen. Zur Untersuchung dieses Verhaltens und der Beantwortung des ersten Teils der Fragestellung aus der Zielsetzung:

» *Wie findet der Stromfluss im Wälzkontakt bei unterschiedlichen tribologischen Zuständen statt?*«

werden zwei primäre Versuchsreihen mit entsprechenden Parametervariationen durchgeführt. Die erste hiervon beschäftigt sich mit der Fragestellung des Entladewiderstandes $R_{Entladung}$ und des Kontaktwiderstandes $R_{Kontakt}$. Diese werden mittels einer Gleichspannungsmessung (Kapitel 5.2) durchgeführt. Weiterhin wird in diesem Rahmen auch die Art der auftretenden Entladung untersucht. Darüber hinaus erlauben die Messungen mit Gleichspannung auch eine erste Aussage darüber, wann der Kontaktpfad ($S_{Kontakt}$) aktiv ist.

Die zweite Versuchsreihe untersucht mittels Wechselspannung (Kapitel 5.3) das Verhalten des tribo-elektrischen Kontaktes. Das Ziel ist es hier, die Abhängigkeit des Einsetzens des Entladepfads ($S_{Entladung}$) von den tribologischen Randbedingungen zu untersuchen. Zudem wird neben dem tribologischen Einfluss auch der Zusammenhang zur Frequenz der Wechselspannung untersucht.

Außerdem werden im ersten Teil notwendige Interpretationsgrößen wie die Schmierfilmhöhe als auch Impedanzmessungen an den untersuchten Betriebspunkten aufgeführt. Ebenfalls erfolgt am Ende dieses Kapitels eine Zusammenfassung der gewonnenen Erkenntnisse mit einer Darlegung der Auswirkungen auf die Interpretation des tribo-elektrischen Kontaktes.

Die hier vorliegenden Ergebnisse basieren in Teilen auf den Veröffentlichungen [GKS23], [GWK23], [GCK22b], [SWG20], [KGH23] und [KHG22].

5.1 Versuchsbeschreibung und Randbedingungen an den untersuchten Betriebspunkten

Vor der elektrischen Vermessung des Wälzkontaktes fand ein vorgeschalteter mechanischer Einlauf des Prüflings statt. Hierzu wurde das Axiallager über 16 h mit einer Axiallast von 2400 N und einer Drehzahl von 1000 min^{-1} belastet. Aus [GCB19] und [Bec20] ist bekannt, dass dieser

Einlaufvorgang die höchsten Rauheitsspitzen der Laufbahn und des Wälzkörpers glättet und mittels Impedanzmessungen überwacht werden kann.

An den Einlauf anschließend wurde die Prüfwelle demontiert, gereinigt und abschließend erneut zusammengesetzt sowie mit frischem Schmiermittel befüllt. Nach der Vorbereitung des Prüfstandes und des Prüflings wird die jeweilige Axialkraft und Drehzahl des zu untersuchenden Betriebspunktes vorgegeben und der Prüflauf gestartet. Um Einflüsse aufgrund der Erwärmung durch die im Wälzkontakt wirkende Reibung zu reduzieren, wurde das verwendete Schmiermittel mittels eines Kühlaggregates auf 40 °C ($-3\text{ °C} / +2\text{ °C}$) im Ölsumpf (vgl. Abb. 4.1 b Messstelle T_2) temperiert. Hierdurch können Wechselwirkungen zwischen der durch Reibung induzierten Temperatur und der thermischen Abhängigkeit der Viskosität des Schmierstoffes weitestgehend ausgeschlossen werden.

Bei Erreichen der jeweiligen konstanten Betriebspunkte wurden in einer ersten Phase die Impedanzen für das jeweilige Schmiermittel vermessen. Nach erfolgter Impedanzmessung wurden die Betriebspunkte erneut angefahren und es schließen sich die entsprechenden Messreihen zur Gleichspannungs- oder Wechselspannungsuntersuchung an. Die folgenden Betriebspunkte, als Kombination aus Axialkraft und Drehzahl, wurden vollfaktoriell untersucht und vermessen:

Kraft /N: 800 / 1500 / 2400 / 4000 / 8000 / 12000

Drehzahl / min^{-1} : 0 / 100 / 200 / 500 / 1000 / 2000 / 3000

Die Art der elektrischen Belastung und der damit einhergehenden Mess- und Auswertemethode variiert abhängig von der untersuchten Fragestellung. So wird bei der Gleichspannungsuntersuchung die Spannung in festen Schrittweiten erhöht, sodass sich ein kontinuierlicher Stromfluss über den Wälzkontakt einstellt. Bei der Wechselspannungsuntersuchung werden mehrere Frequenzen untersucht und die Spannungsamplitude wird kontinuierlich bis zum Eintreten von Durchschlägen erhöht.

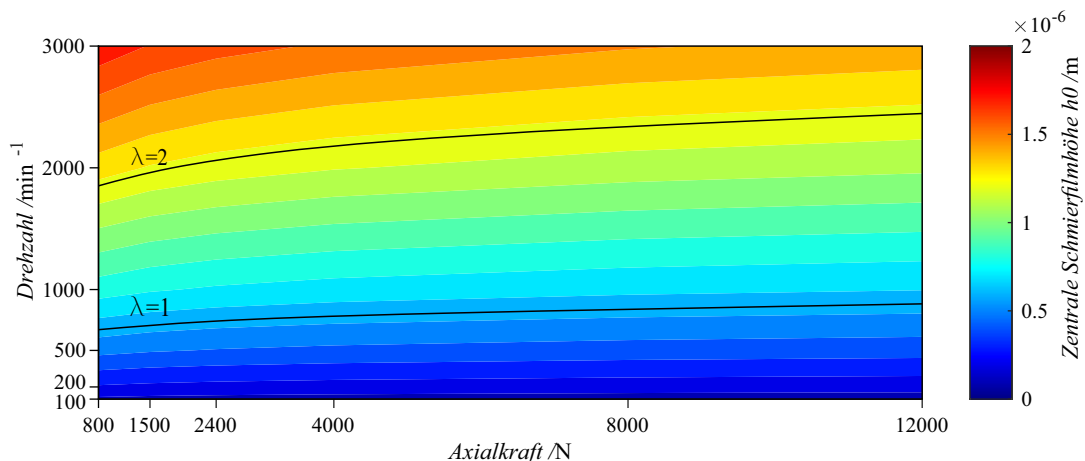


Abb. 5.1: Darstellung der zentralen Schmierfilmhöhe h_0 im untersuchten Parameterbereich mit Darstellung des Übergangs von Grenz- in Mischreibung ($\lambda = 1$) mit zusätzlicher Markierung von $\lambda = 2$ bei einer Öltemperatur am stehenden Ring von 40 °C für den Schmierstoff *OF 1.1* (vgl. auch zu *OF 7.1* siehe Tab. 4.2)

Schmierfilmhöhen je Betriebspunkt

Zur weiteren tribologischen Interpretation der Betriebspunkte sei in Abbildung 5.1 die nach

HAMROCK und DOWSON [HD77] berechnete zentrale Schmierfilmhöhe h_0 für die einzelnen mechanischen Lasten bei einer konstanten Ölsumpftemperatur von 40 °C angegeben. Weiterhin ist ebenfalls die entdimensionierte Schmierpalthehöhe λ angegeben, mit deren Hilfe zwischen drei tribologischen Zuständen (Grenzreibung / Vollschröpfung / Mischreibung) unterschieden werden kann. Die Einteilung erfolgt hierbei nach [DS18]. Zur Bestimmung der entdimensionierten Schmierfilmhöhe wird der bereits beschriebene Ansatz gemäß [Kie17] verwendet. Entgegen der bekannten Form wird hier die berechnende Schmierfilmhöhe h_0 durch die kombinierte mittlere quadratische Höhe Sq dividiert (vgl. Formel 2.19). Als Vereinfachung wird aufgrund der isothermen Bedingungen und der vergleichbaren Viskositäten der beiden untersuchten Schmiermittel (Abweichung $< 5\%$) keine separate Berechnung für *OF 1.1* und *7.1* durchgeführt, sondern mit die Viskosität des primär verwendeten Schmiermittels *OF 1.1* verwendet. Infolge der identischen kinematischen Situation am stehenden und rotierenden Ring im Axiallager kann von einer identischen Schergeschwindigkeit im Schmierpalt an den beiden Kontakten ausgegangen werden. Demnach muss nicht zwischen einer Schmierfilmhöhe am stehenden und rotierenden Ring unterschieden werden. Weiterhin zeigt die Berechnung der entdimensionierten Schmierfilmhöhe, dass die hier untersuchten Betriebspunkte überwiegend in Grenzreibung und Mischreibung liegen. Zusätzlich wurden vereinzelte Untersuchungen auch im Vollschröpfungszustand durchgeführt.

Impedanzen je Betriebspunkt

Für eine erste Einschätzung des elektrischen Verhaltens des Wälzkontaktes bei den untersuchten Betriebsbedingungen wurde zunächst die Impedanz je Betriebspunkt vermessen. Die hier gewonnenen Messergebnisse sind in Abbildung 5.2 dargestellt und verdeutlichen den Zusammenhang zwischen den mechanischen Randbedingungen des Systems und der sich in Wechselwirkung mit dem dielektrisch wirkenden Schmierstoff einstellenden Impedanz. So kommt es zu einer Vergrößerung des Betrags der Impedanz als auch eines früheren Übergangs des Phasenwinkels zu -90° infolge einer Drehzahlsteigerung bzw. einer Kraftreduktion. Der Wälzkontakt verhält sich demnach zunehmend kapazitiv. Ursächlich hierfür ist die ebenfalls zunehmende Schmierfilmhöhe (vgl. Abb. 5.1) unter diesen Randbedingungen. Im Umkehrschluss bedeutet das auch, dass eine Reduktion der Schmierfilmhöhe mit einem geringeren kapazitiven Verhalten und einem zunehmend ohmschen Verhalten einhergeht. Ein vergleichbares Verhalten kann etwa auch mittels einer Viskositätsveränderung des Schmierstoffes infolge einer Temperaturerhöhung im System erreicht werden, wie etwa in [GCB19] und [Bec20] gezeigt.

Die vorliegenden Messergebnisse bestätigen diese prinzipiellen Abhängigkeiten der Impedanz. Bei einer Drehzahl von 100 min^{-1} zeigt sich über alle aufgeprägten Axialkräfte ein ausgeprägtes ohmsches Verhalten, welches mit zunehmender Drehzahlsteigerung kapazitiv wird. Auffällig sind in diesem Kontext die Ergebnisse bei hohen Axialkräften von 8000 N und 12000 N (vgl. Abb. 5.2 e und f); hier kommt es zu einem Cluster der Impedanzen mit nur noch geringen Unterschieden in der Drehzahlabhängigkeit zwischen 200 min^{-1} und 3000 min^{-1} . Auch zeigen diese im Übergangsbereich des Phasenwinkels von 0° (ohmsches Verhalten) zu -90° (kapazitives Verhalten) eine starke Verschiebung gegenüber den Ergebnissen mit niedrigerer Lagerbelastung. Hier erfolgt der Übergang erst bei deutlich höheren Frequenzen des Messsignals, weswegen von einem ausgeprägten ohmschen Verhalten des Kontaktes ausgegangen werden kann, bei dem der Strom zum Teil über die berührenden Rauheitsspitzen abfließt. Einem reinen metallischen

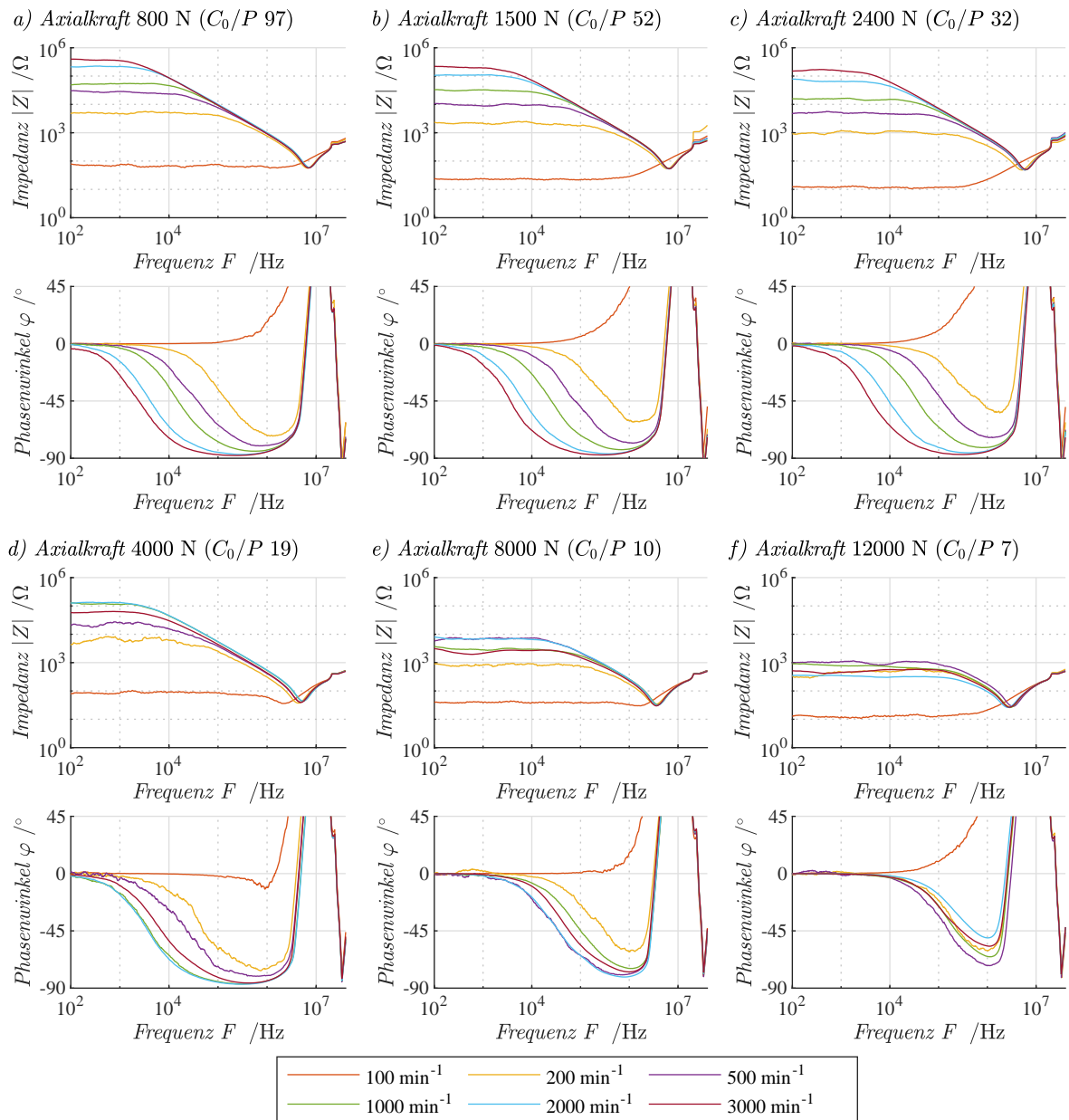


Abb. 5.2: Ergebnisse der Impedanzmessungen für unterschiedliche Axialkräfte bei Drehzahlvariation und einer Öltemperatur von 40°C für den Schmierstoff *OF 1.1*

Kontakt steht jedoch die Höhe des Betrags der Impedanz entgegen. Dieser weist selbst bei einer Drehzahl von 100 min^{-1} noch einen Widerstand von $\approx 100 \Omega$ auf (vgl. Abb. 5.2 f). Der Widerstand eines metallischen Kontaktes sollte gemäß [Hol41], [Vin16] und [Lei09] jedoch einen Betrag von $\approx 0,001 \Omega$ aufweisen. Ein Erklärungsansatz, welcher in den nachfolgenden Untersuchungen konkretisiert werden soll, ist das Vorhandensein einer Schicht, welche von einem reinen metallischen Kontakt abweichende elektrische Eigenschaften aufweist. Hierfür kämen aufgrund der dynamischen Kontaktsituation permanent zu frittende Oxidschichten auf der Oberfläche oder eine dünne Grenzschicht Schmiermittel in Frage.

Unabhängig davon können auf Basis der Impedanzmessungen erste Aussagen zum Verhalten des tribo-elektrischen Kontaktes erfolgen.

5.2 Untersuchungen mit Gleichspannung

Zur Untersuchung des Entladewiderstandes $R_{Entladung}$ und des Kontaktwiderstandes $R_{Kontakt}$ wird der Wälzkontakt im Axiallager an den zuvor definierten mechanischen Betriebsbedingungen mittels Gleichstrom belastet. Gemäß der im Versuchsaufbau dargestellten Abbildung 4.2 a ist der Spannungsquelle ein elektrischer Vorwiderstand von 10Ω vorgeschaltet. Demnach wird für die zu untersuchenden Ströme die Messspannung so variiert, dass sich Gleichströme in folgender Höhe einstellen:

Strom /A: 0,1 / 0,2 / 0,4 / 0,6 / 1,0 / 2,0 / 4,0

Diese Variation erfolgte an jedem der untersuchten mechanischen Betriebspunkte. An den ebenfalls in Abbildung 4.2 dargestellten Messstellen werden dann jeweils das Strom- und das Spannungssignal aufgenommen. Der Spannungsabfall wird ausschließlich über die Widerstände R1 und R2 vermessen, womit der Vorwiderstand R3 nicht beachtet werden muss. Der Einfluss des Widerstandes der Silbergraphitbürste R1 wurde in einer separaten Parameterstudie untersucht (vgl. Anlage 9.3). Dieser hat einen Einfluss von unter 2% am Messergebnis, weswegen auf eine weitergehende Berücksichtigung in den nachfolgenden Ergebnissen verzichtet werden kann.

Die sich einstellenden Ströme und Spannungen wurden über einen Zeitraum von 7 ms mit einer Abtastrate von 50 MHz aufgenommen (entspricht 350.000 Datenpunkten). Weiterhin wurde neben der einzelnen Messung über 7 ms (nachfolgend als *Einzelmessung* bezeichnet) auch eine *Mittelwertmessung* durchgeführt. Bei dieser wird der Messzeitraum 64 Mal hintereinander vermessen und an den jeweiligen Datenpunkten gemittelt. Demnach repräsentiert eine Mittelwertmessung den mittleren Strom- und Spannungsverlauf über die Messzeit. Die nachfolgend präsentierten Diagramme basieren überwiegend auf den Ergebnissen dieser Mittelwertmessungen. Unabhängig hiervon kann aus den Einzelmessungen eine Aussage über die Schwankung des fließenden Stroms durch den tribologischen und elektrischen Zustand des Kontaktes getroffen werden.

5.2.1 Elektrischer Widerstand des leitfähigen Kanals

Basierend auf den Mittelwertmessungen je Betriebspunkt werden nachfolgend die sich einstellenden mittleren Lagerspannungen und Lagerströme betrachtet. Abbildung 5.3 visualisiert hierbei die aufgenommenen Spannung über Stromkennlinien (*U-I Kennlinie*) je applizierter Axialkraft bei unterschiedlichen Drehzahlen und einer konstanten Schmiermitteltemperatur von 40°C . Dabei zeigt sich, dass ausschließlich bei einem ruhenden Kontakt (im Stillstand) ein linearer Zusammenhang zwischen Lagerspannung und Lagerstrom festgestellt werden kann. Wie zu erwarten, geht eine Erhöhung der Axialkraft mit einer Reduzierung des elektrischen Widerstandes im Stillstand einher (vgl. Abb. 5.3 Stillstandsmessung). So führt die Steigerung der Kontaktkraft zu einer Vergrößerung der Kontaktfläche und damit zu einer Erhöhung der Anzahl möglicher Strom-

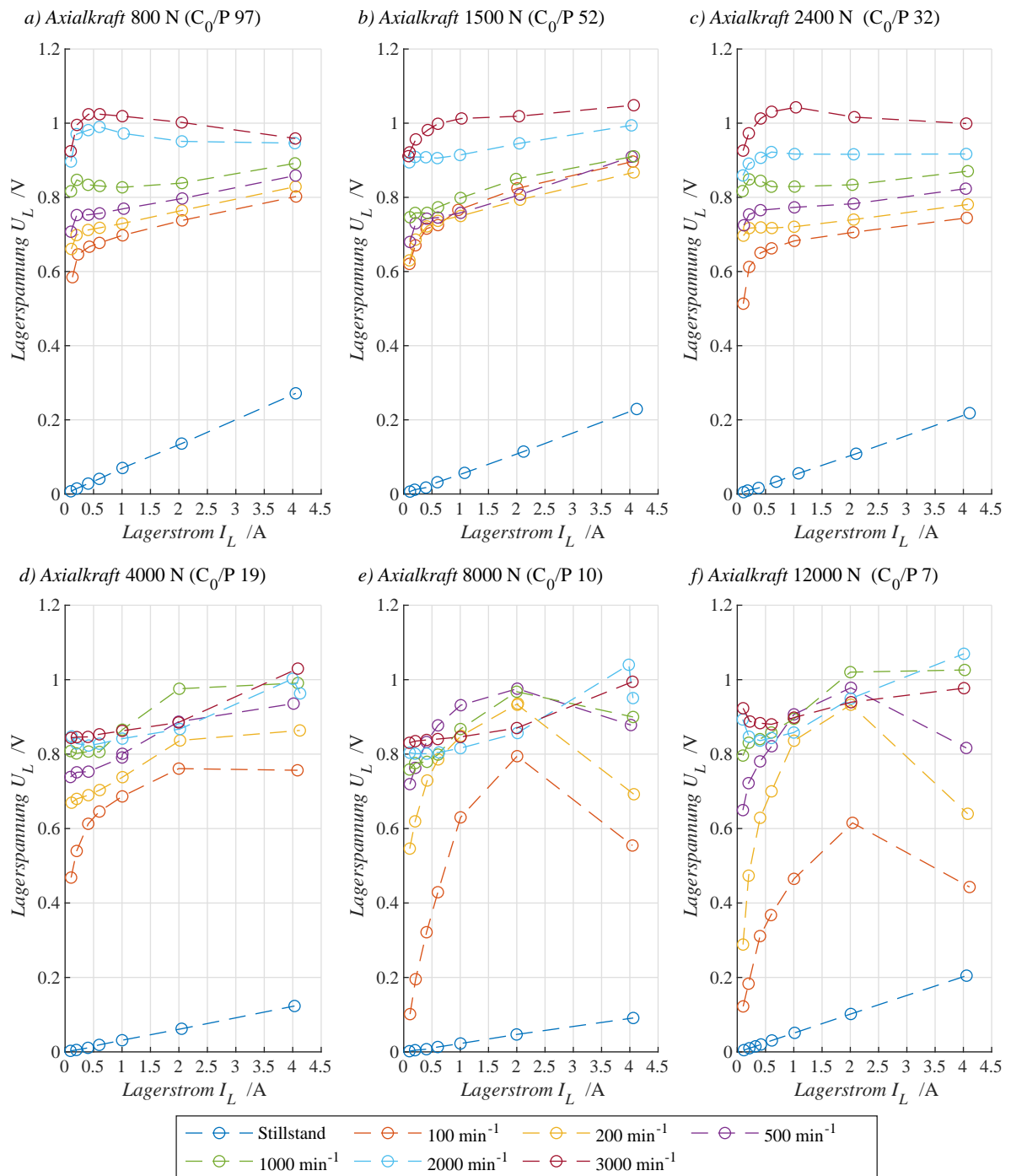


Abb. 5.3: Verhalten der anliegenden Lagerspannung bei Stromvariation für unterschiedliche Axialkräfte bei Drehzahlvariation und einer Öltemperatur von 40°C für den Schmierstoff *OF 1.1*

durchgangspunkte (vgl. Kapitel 2.2.2 Kontaktwiderstand *A-Spots*). Dieses Verhalten entspricht einem ohmschen Stromübergang und kann im Zuge dieser Messungen als Kontaktwiderstand R_{Kontakt} interpretiert werden. Die Größenordnung dieses Widerstandes liegt im Rahmen dieser Messreihe für die Summe aller Kontakte im Wälzlager und unter Berücksichtigung eines

mittleren Bürstenwiderstandes von $5,32 \times 10^{-3} \Omega$ zwischen $16,84 \times 10^{-3} \Omega$ (bei 8000 N) und $61,34 \times 10^{-3} \Omega$ (bei 800 N). Der Rückschluss auf den Einzelkontakt lässt sich formal aus dem Ersatzschaltbild herleiten, woraus sich ein rechnerischer Widerstand zwischen $117,93 \times 10^{-3} \Omega$ und $429,42 \times 10^{-3} \Omega$ ergibt. In diesem Zusammenhang ist auf die Stillstandsmessung bei einer Axialkraft von 12000 N (vgl. Abb. 5.3 f) hinzuweisen. Die hier ermittelte Kennlinie widerspricht dem bei den anderen Messreihen festgestellten Verhalten der zunehmenden Abflachung bei steigender Axialkraft. Unabhängig hiervon zeigt auch diese Messung eine lineare U-I Kennlinie, womit eine Änderung in der Art des Stromübergangs ausgeschlossen werden kann. Ein möglicher Erklärungsansatz für diese geringe Abweichung könnte eine Veränderung des Fremdschichtwiderstandes infolge von Oxidschichten auf der Oberfläche sein [GKS23].

Für die vermessenen Kontaktwiderstände findet keine weitergehende Aufschlüsselung in die einzelnen Anteile, wie etwa den Fremdschichtwiderstand (Einfluss Schmiermittel und Oxidation der Oberfläche) oder den Anteil des Widerstandes der stromdurchflossenen Bauteile am Gesamtwiderstand, statt. Weitergehende Untersuchungen am ruhenden Kontakt erscheinen im Zuge der Ergebnisse am dynamischen Kontakt als nicht zielführend und versprechen einen vergleichsweise nur geringen Erkenntnisgewinn.

Während sich beim ruhenden Kontakt eine wie zu erwartende lineare U-I Kennlinie einstellt, verändert sich diese Charakteristik unter Drehzahleinfluss maßgeblich. So kommt es zu einem ausgeprägten nichtlinearen Zusammenhang zwischen Strom und Spannung. Maßgeblichen Einfluss auf die ermittelten Kennlinien des Stromübergangs im Wälzkontakt hat in dieser Versuchsreihe die Schmierfilmhöhe. Wird eine elektrische Betrachtung vorausgesetzt, kommt es infolge der Drehzahlvariation zu einer Veränderung des Abstandes zwischen Kathode und Anode (Wälzkörper zu Wälzlagerlaufbahn) beziehungsweise zu einer Variation der Distanz, welche der Strom durch den Schmierfilm überbrücken muss. Mit Variation der Schmierfilmhöhe über die veränderten mechanischen Randbedingungen lässt sich demnach die Beeinflussung der Kennlinie erklären. Abbildung 5.3 weist dieses Verhalten durch die ausgeprägte Drehzahlabhängigkeit (steigende Drehzahl größerer notwendiger Potentialunterschied zur Etablierung des Stromflusses, vgl. etwa Abb. 5.3 a) und eine geringere Abhängigkeit von der eingestellten Kontaktkraft nach. Weiterhin zeigen die Messreihen unterschiedlich stark ausgeprägte Änderungen im prinzipiellen Verlauf der U-I Kennlinien bei Drehzahlvariation. So kommt es in der Messreihe mit 800 N Axialkraft (vgl. Abb. 5.3 a) bei Drehzahlen bis etwa 500 min^{-1} zu einer steigenden Spannung über dem Strom. Im Gegensatz hierzu sinkt die Spannung jedoch bei den Messpunkten bei Drehzahlen von 2000 min^{-1} und 3000 min^{-1} . Bei Erhöhung der Axialkraft auf 2400 N zeigt sich bei Drehzahlen von mehr als 200 min^{-1} ein unterschiedlich stark ausgeprägter Bereich, in dem die Spannung über dem Strom konstant ist. Bei beiden Messreihen mit den höchsten Axiallasten von 8000 N und 12000 N kommt es entgegen der Versuche mit niedrigeren Lasten zu einem Abknicken der U-I Kennlinie im Bereich von 100 min^{-1} bis 1000 min^{-1} .

Unter der Berücksichtigung der entwickelten und bewährten elektrischen Ersatzschaltbilder für den Wälzkontakt [Pre02], [Mue04] sind diese Ergebnisse als Entladungscharakteristiken im Wälzkontakt zu deuten. Weiterhin ist erkennbar, dass selbst bei niedrigen Drehzahlen in Kombination mit hohen Lasten (u. a. Abb. 5.3 e und f bei $100 \text{ min}^{-1} / 200 \text{ min}^{-1}$) eine nichtlineare Entladungscharakteristik vermessen werden kann. Dies ist ein Hinweis darauf, dass, trotz eines Betriebs des Lagers in Grenzreibung mit den einhergehenden dünnen Schmierfilmen, diese ausreichen, um

die Kontaktpartner *elektrisch* zu trennen, woraufhin sich ein Entladestrom einstellen kann. Ein ohmscher Übergang, wie er durch metallischen Kontakt der Rauheitsspitzen zu erwarten wäre, findet in dem hier untersuchten weiten Messbereich nicht statt. Demnach bildet sich im dynamischen Wälzkontakt bei parasitärem Stromfluss ein leitfähiger Kanal mit unterschiedlichen nichtlinearen Entladungscharakteristiken.

Auf Basis dieser Vermessungen der leitfähigen Kanäle kann in Zusammenhang mit dem elektrischen Ersatzschaltbild des Wälzkontaktes (vgl. Abb. 3.1) der stromabhängige Entladewiderstand $R_{Entladung}$ bestimmt werden. Dies verdeutlicht Abbildung 5.4. Hier erfolgt die Überführung der vermessenen Entladekennlinien in eine Widerstand über Strom Darstellung. Diese gibt Auskunft darüber, welche Widerstände des leitfähigen Kanals im Bereich schädigungsrelevanter Lagerströme zu erwarten sind. Zur Erhöhung der Anwendbarkeit und Lesbarkeit dieser Diagramme wird der Lagerstrom logarithmisch aufgetragen. Es zeigen sich auch hier die Drehzahl und Kraftabhängigkeiten, welche in der U-I Kennlinie bereits beobachtet werden konnten, sowie der konstante Widerstand im Stillstand. Auffällig in Abbildung 5.4 ist zudem, dass trotz der Schwankungen in

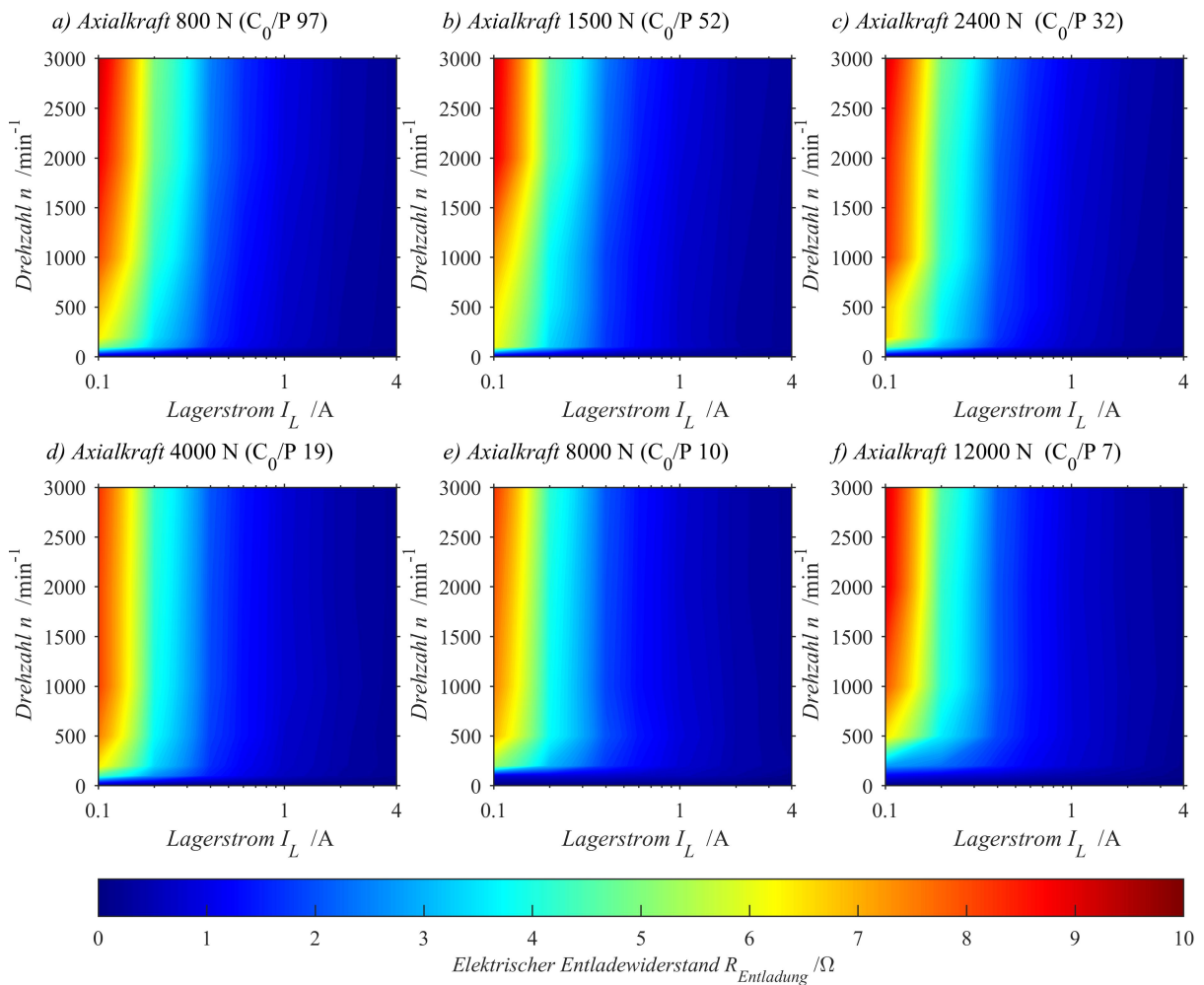


Abb. 5.4: Sich ergebender Widerstand bei Stromvariation für unterschiedliche Axialkräfte und Drehzahlen bei einer Öltemperatur von 40 °C für den Schmierstoff *OF 1.1* in logarithmischer Skalierung des Lagerstroms

den zugrundeliegenden U-I Kennlinien die Abweichungen der Entladewiderstände (Drehzahlbereich ab $\geq 100 \text{ min}^{-1}$) einen vergleichbaren Verlauf im untersuchten Parameterbereich aufweisen. Dies erlaubt zumindest für das untersuchte Schmiermittel die Angabe einer Ausgleichsfunktion zur Approximation des Entladewiderstandes. Diese Näherungsfunktion in Abhängigkeit der Betriebsbedingungen ist in Anlage 9.4 beschrieben und die notwendigen Parameter sind angegeben.

Wesentliche Erkenntnis dieser Messreihe ist jedoch folgende: Selbst bei sehr niedrigen Drehzahlen und hohen Kontaktpressungen muss eine elektrisch aktive Schicht vorliegen, in deren Folge der Strom in Form einer Entladung über den Kontakt fließt. Die Theorie der metallischen Berührung der Rauheitsspitzen mit einhergehender linearer U-I Kennlinie erscheint in diesem Kontext als unwahrscheinlich. So werden nachfolgend weiterführende experimentelle Parameterstudien zum Verhalten der Entladecharakteristik durchgeführt. Diese fokussieren auf die Einflüsse bei Verwendung eines anderen Schmiermittels als auch auf die Veränderungen durch unterschiedliche Öltemperaturen. Ebenfalls werden erste Untersuchungen zur Einordnung der Art der Durchschlagentladung vorgenommen.

5.2.2 Temperatur und Schmiermittelabhängigkeit

Die zu dem vorgestellten Experiment durchgeführten Parameterstudien sind vor dem Hintergrund realisiert worden, die gemachten Beobachtungen im dynamischen Kontakt einer Plausibilitätsprüfung zu unterziehen. Hierzu werden erste Einflussfaktoren betrachtet, welche eine direkte Auswirkung auf den leitfähigen Kanal haben sollten. So existieren in der Praxis abhängig vom Einsatzgebiet diverse Schmiermittel, welche in Wälzlagern zum Einsatz kommen. Im Kontext der hier gemachten Untersuchungen mit einem isolierenden, nicht additivierten Mineralöl, *OF 1.1*, erscheint es demnach zweckmäßig, die Veränderung der Spannung-Strom Kennlinie bei Wechsel des Schmiermittels zu betrachten. Als Vergleichsprobe wird hierzu ein am Markt verfügbares Produktöl, *OF 7.1*, verwendet. Dieses weist im Vergleich zu *OF 1.1* eine stark erhöhte Leitfähigkeit auf (200 nS/m zu 0,001 nS/m). Die Schmierstoffrheologie ist jedoch zwischen diesen beiden Ölen vergleichbar (vgl. Tab. 4.2), weswegen sich nur vernachlässigbare Unterschiede in der Schmierfilmhöhe ergeben sollten.

Eine weitere direkte Einflussmöglichkeit auf die U-I Kennlinie ist eine starke Änderung in der Schmierfilmhöhe. Diese wird über eine Veränderung der Öltemperatur im Wälzkontakt an einem exemplarischen Betriebspunkt umgesetzt und die sich einstellende Kennlinie ausgewertet. Hierbei wird über den Kühlkreislauf der Prü fzelle der Ölsumpf (Messstelle T2 in Abbildung 4.1) so eingestellt, dass sich bei einer Axialkraft von 800 N und 1000 min^{-1} Öltemperaturen von:

$$10^\circ\text{C}: \quad \nu = 816,80 \text{ mm}^2/\text{s} \quad \mapsto h_0 = 3,72 \text{ }\mu\text{m} \mid \lambda = 5,81$$

$$80^\circ\text{C}: \quad \nu = 19,20 \text{ mm}^2/\text{s} \quad \mapsto h_0 = 0,23 \text{ }\mu\text{m} \mid \lambda = 0,35$$

einstellen. Abbildung 5.5 zeigt bei zwei exemplarischen Axialkräften (vgl. Abb. 5.5 a 800 N und Abb. 5.5 b 4000 N) die Ergebnisse der Messreihe mit dem alternativen Schmierstoff *OF 7.1*. Weiterhin werden in den Abbildungsteilen d und e die beiden Schmierstoffe miteinander verglichen und die Abweichungen von *OF 7.1* zur Referenz mit *OF 1.1* über den Lagerstrom dargestellt. Hierbei fällt auf, dass auch unter Verwendung des Schmierstoffes mit erhöhter Leitfähigkeit (*OF 7.1*) ebenfalls kein ohmscher Stromübergang im Wälzkontakt festgestellt werden kann. Auch

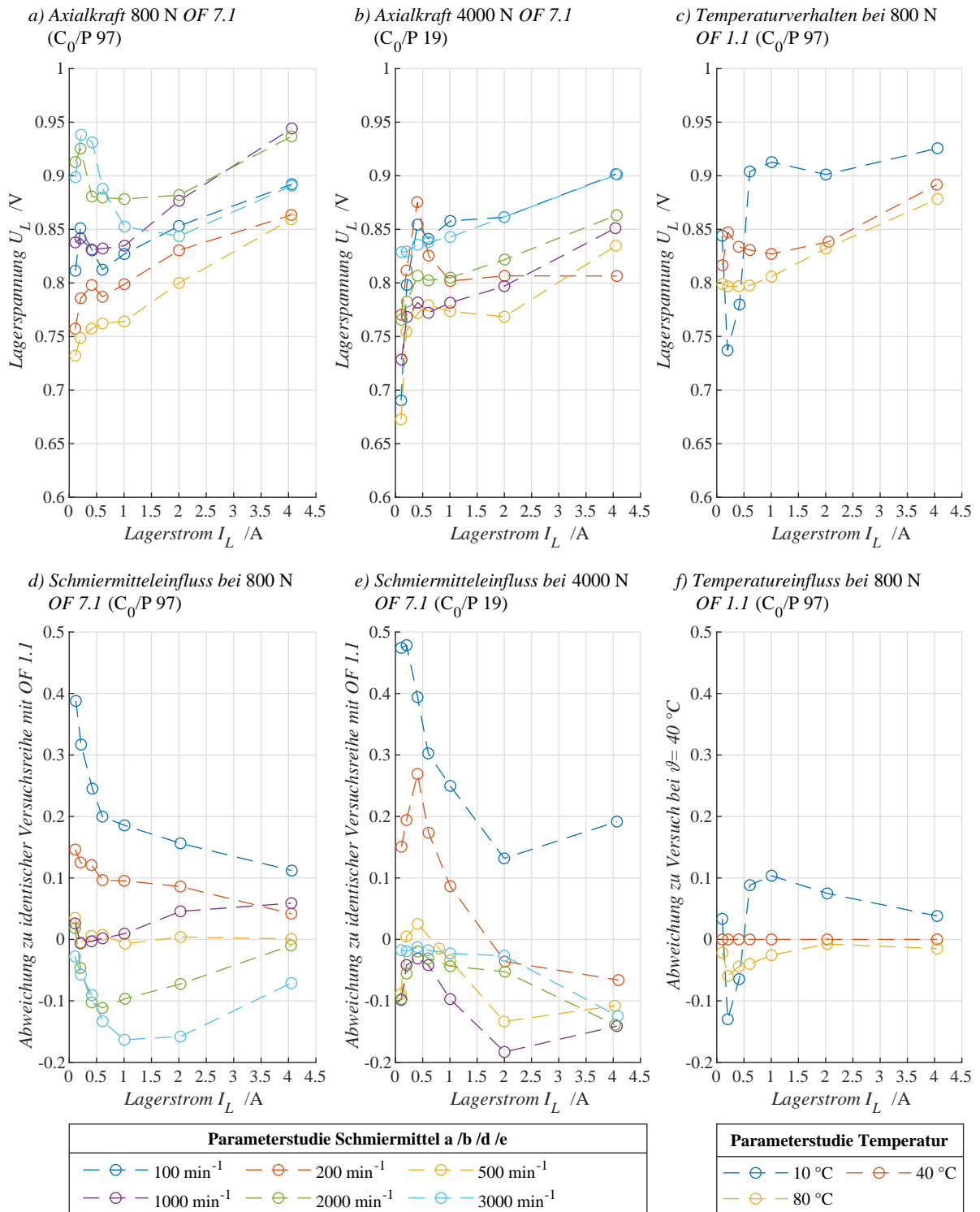


Abb. 5.5: Verhalten der anliegenden Lagerspannung bei Stromvariation für gegebene Axialkräfte a/ b/ d/ e und Drehzahlvariation bei einer Öltemperatur von 40 °C für den Schmierstoff OF 7.1 sowie Bestimmung der Abweichung zur identischen Versuchsreihe mit OF 1.1; c / f Darstellung des Temperatureinflusses bei einer Drehzahl von 1000 min⁻¹ unter Verwendung des Schmiermittels OF 1.1 sowie Bestimmung der Abweichung zur Versuchsreihe bei einer Öltemperatur von 40 °C

ist hier der Einfluss der Drehzahl klar ersichtlich, jedoch weniger ausgeprägt wie etwa bei der Messreihe mit *OF 1.1*. Auffällig sind die Ergebnisse bei 800 N (vgl. Abb. 5.5 a) insbesondere bei den Strömen von unter 1 A. Hier kann ein Hochpunkt in der U-I Kennlinie (bis auf die Drehzahl von 500 min^{-1}) ausgemacht werden. Dieser erinnert an den Hochpunkt beim Übergang einer Glimmentladung in eine Bogenentladung (vgl. Abb. 2.5). In diesen Bereichen ist auch die Abweichung zu den Ergebnissen mit *OF 1.1* am größten und kann somit auf eine eventuelle andere Art der Entladung zurückgeführt werden. Die Messreihe mit 4000 N zeigt ebenfalls bei einzelnen Drehzahlen diesen Hochpunkt, welcher jedoch mit zunehmender Drehzahl abflacht. Die Änderung der Ölsumpftemperatur führt primär zu einer Änderung der Viskosität des Schmiermittels und damit zu einer Veränderung der Schmierfilmhöhe. Daraus folgt ebenso eine Variation des Abstandes der Elektroden, weswegen es zu einer Veränderung in der Spannungs-Stromcharakteristik kommen sollte. Als Ausgangspunkt für die Parameterstudie der Temperaturvariation dient der Betriebspunkt von 800 N bei 1000 min^{-1} . Hier wird zusätzlich zu der bereits vermessenen Kennlinie bei 40°C auch bei 10°C und 80°C der Versuch unter Verwendung des Schmiermittels *OF 1.1* durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.5 c und die Abweichungen bezogen auf die Kennlinie bei 40°C im Abbildungsteil f dargestellt. Hierbei kommt es zu geringeren Änderungen als bei der Schmiermittelvariation. Weiterhin verhalten sich die Ergebnisse wie zu erwarten; so steigt die sich einstellende Spannung des leitfähigen Kanals bei einem höheren Schmierfilm (10°C) und sinkt bei einem niedrigeren (80°C). Besonders ausgeprägt ist dieser Unterschied bei niedrigen Strömen $< 2 \text{ A}$ und wird geringer bei einem größeren Potentialunterschied. Ursächlich hierfür können möglicherweise Ionisierungseffekte im Schmiermittel oder eine veränderte Art der Entladung sein.

Diese Parameterstudie verdeutlicht zum einen die zu erwartenden Einflüsse bei Temperaturvariation. Jedoch wird hiermit auch nachgewiesen, dass eine stark erhöhte Leitfähigkeit des Schmiermittels am prinzipiellen Stromübergang in den untersuchten Bereichen nichts ändert. Weiterhin zeigt sich die Relevanz der nachfolgend vorgestellten Untersuchung, der Vermessung der Entladecharakteristik bei niedrigeren Strömen, um eine Idee davon zu erhalten, welche Art von Entladephänomen im Wälzkontakt vorliegt. Gerade bei niedrigen Strömen $< 0,1 \text{ A}$ zeigen sich teils deutliche Unterschiede in den Messkurven in Abhängigkeit des mechanischen Betriebspunktes.

5.2.3 Vermessung der Entladecharakteristik

Basierend auf den vorangegangenen Untersuchungen liegt die Vermutung nahe, dass es sich aufgrund der nichtlinearen U-I Kennlinie beim Stromübergang im Wälzkontakt um einen leitfähigen Kanal handelt. Um diese Hypothese zu untermauern, wurde die Charakteristik des leitfähigen Kanals bei Strömen kleiner $0,1 \text{ A}$ vermessen als auch der Bürstenwiderstand R_1 als Einflussparameter ausgeschlossen. Ziel ist es, durch die weitere Variation der Lagerströme einen größeren Bereich der Entladecharakteristik zu vermessen. Die Parameterstudie zum Bürstenwiderstand ist in Anlage 9.3 aufgeführt und zeigt, dass bei den vermessenen Widerständen der Bürstenwiderstand einen Anteil von etwa 1,6 % am Ergebnis aufweist.

Vor dem Hintergrund der Annahme, dass die im Wälzkontakt vorherrschende Entladung eine Lichtbogenentladung ist [And69], [Jag05], [Tis17], erscheint es zweckmäßig, bei dieser Parame-

terstudie die applizierten Lagerströme im Rahmen des messtechnisch Möglichen zu reduzieren. Hierdurch kann dann überprüft werden, ob die aus der Literatur bekannten markanten Bereiche (vgl. Abb. 2.5 etwa Plateau im Übergang von *B - Dunkelentladung* nach *C - Corona Entladung* oder der *E - Hochpunkt* im Übergang von *D - Glimm-* zu *F - Bogenentladung*) auch bei den hier auftretenden Kurzbögen in ähnlicher oder abgewandelter Form vermessen werden können. Die Ergebnisse dieser Studie sind in Abbildung 5.6 zusammengefasst. Hierfür wurde zunächst an vier exemplarischen Lastpunkten mit dem Schmiermittel *OF 1.1* und konstanter Ölsumpftemperatur von 40 °C der dynamische Kontakt vermessen. Hier stellen sich prinzipiell unterschiedliche Charakteristiken ein. So kommt es im Bereich von etwa 10^{-3} A bis 10^{-1} A bei den Versuchen mit vergleichsweise niedriger Lagerlast (800 N und 2400 N) zu einem An- und Absteigen der Lagerspannung über dem Lagerstrom, ganz ähnlich dem Hochpunkt bei einem Übergang von Glimm- zu Bogenentladung. Die Versuche mit höherer Belastung (4000 N und 12000 N) verhalten sich in diesem Strombereich degressiv. Allen Kennlinien gemein ist jedoch ein konstantes Verhalten bei Lagerströmen ab etwa 10^{-1} A sowie ein erneutes Ansteigen der Lagerspannung bei höheren Stromstärken. Dieser erneute Anstieg ab etwa 1 A Lagerstrom ist bei den höheren Belastungen deutlich ausgeprägter.

In der Untersuchung im Abbildungsteil b steht die Schmierfilmhöhenvariation infolge einer starken Temperaturänderung des Schmiermittels im Fokus der Betrachtung. Hier kommt es dazu, dass sich im untersuchten Messbereich bei der niedrigsten Öltemperatur von 10 °C (korrespondierend zur höchsten Schmierfilmhöhe von etwa 4,26 μm) ein ausgeprägtes Plateau bei Lagerströmen $< 10^{-2}$ A einstellt. Dieses fällt dann mit weiterer Erhöhung des Stroms ab und ist vergleichbar mit dem Übergang einer *B - Dunkelentladung* zu einer *C - Corona Entladung*. Die weiteren Versuchsreihen in dieser Temperaturstudie zeigen den aus Teil a bereits vermessenen Hochpunkt, welcher mit zunehmender Temperatur abflacht und das Maximum hin zu höheren Strömen verschoben wird.

Gemäß der Schmiermittelvariation an zwei Lastpunkten hat die Verwendung des Schmiermittels *OF 7.1* mit stark erhöhter Leitfähigkeit nur einen sehr geringen Einfluss auf die vermessene U-I Kennlinie (vgl. Abb. 5.6 c). Eine Erklärung hierfür könnte sein, dass das im leitfähigen Kanal vorliegende Plasma beider Schmierstoffe eine vergleichbare Leitfähigkeit aufweist.

Als maßgeblich erscheint in dieser Untersuchung das Wechselspiel zwischen der sich einstellenden Kontaktpressung und der Schmierfilmhöhe. So zeigt sich im Vergleich der Parameterstudien *a) Axialkraftvariation* und *b) Temperaturvariation*, dass bei ähnlichen Schmierfilmhöhen durch eine Erhöhung der Pressung die Art der Entladungskennlinie stark beeinflusst werden kann. So kommt es zu keiner Ausbildung des Hochpunktes etwa bei der Messreihe *a) 12000 N* mit einer rechnerischen Schmierfilmhöhe von 0,70 μm . Die Kennlinie bei der Versuchsreihe *b) 800 N 80 °C* hingegen weist einen Hochpunkt bei einem Lagerstrom von etwa 10^{-2} A auf. Hier ist die Schmierfilmhöhe jedoch mit 0,23 μm deutlich geringer. Demnach erscheint die Kontaktpressung, und nicht die Schmierfilmhöhe, einen Einfluss auf den Hochpunkt unterhalb von 10^{-1} A zu haben.

Diese Parameterstudien bestätigen das Vorhandensein unterschiedlicher nichtlinearer Spannungs-Stromverläufe im tribo-elektrischen Wälzkontakt, welche sich in Teilen mit aus der Literatur bekannten Verläufen in Übereinstimmung bringen lassen. Eine klare Aussage, um was für einen exakten Typ von leitfähigem Kanal es sich im Einzelnen handelt, kann aus den vorliegen-

den Untersuchungen jedoch nicht exakt abgeleitet werden und ist Gegenstand weiterführender Grundlagenforschung.

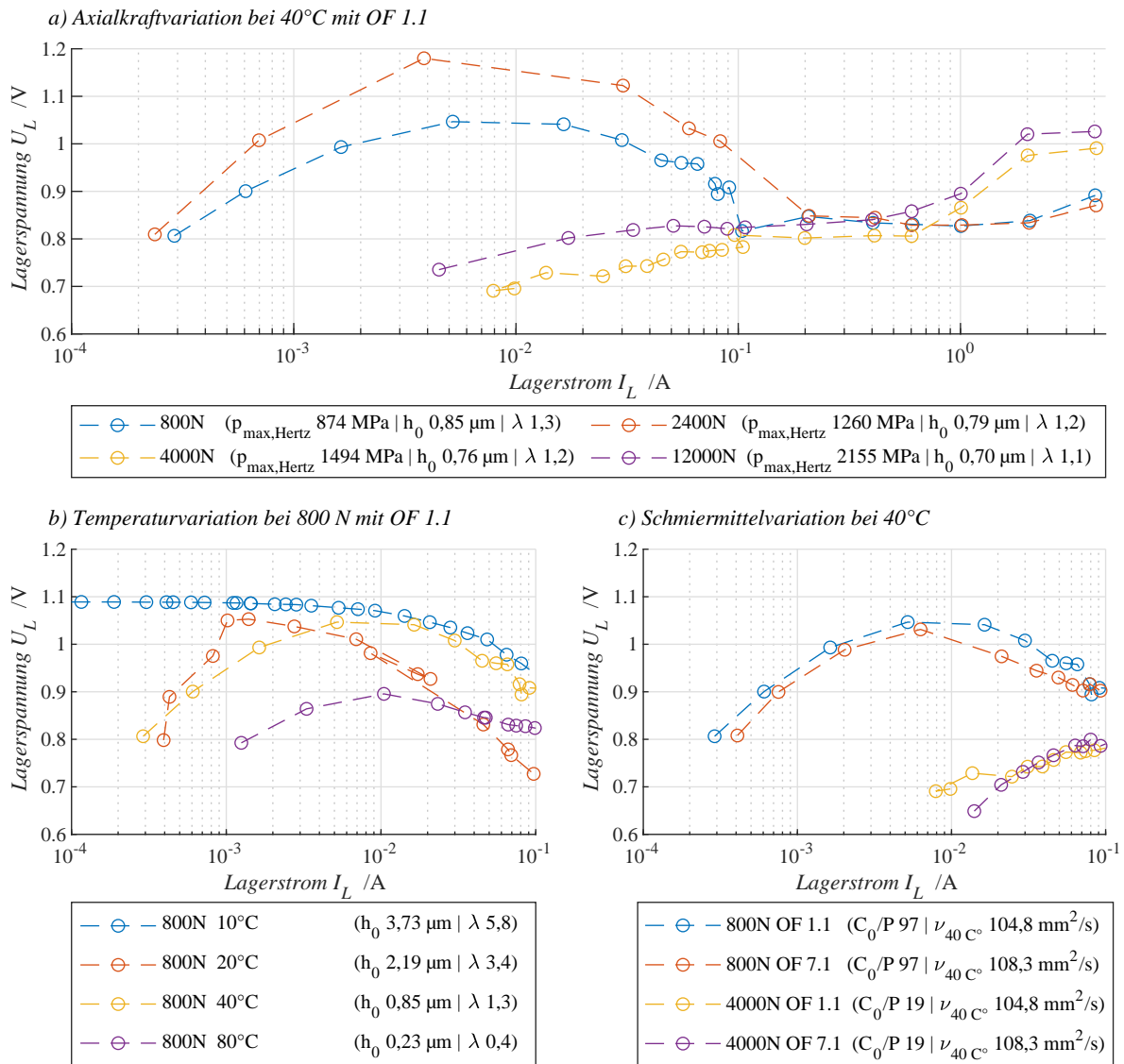


Abb. 5.6: Exemplarische Spannungs-Strom Kennlinien für niedrige Lagerströme ($< 0,1 \text{ A}$) bei unterschiedlichen Parametervariationen und konstanter Drehzahl von 1000 min^{-1} : a) Variation der axialen Kontaktkraft zur Pressungssteigerung im Wälzkontakt, b) Veränderung der Kennlinie bei einer Temperaturvariation bei konstanter Lagerlast sowie c) Gegenüberstellung der Kennlinien von zwei unterschiedlichen Schmiermitteln

5.3 Untersuchungen mit Wechselfspannung

Mittels der zuvor dargestellten Messkampagnen wurden zum einen die Impedanz als auch der Entladewiderstand in Abhängigkeit des fließenden Lagerstroms bestimmt. Durch Verwendung

einer Gleichspannungsquelle konnte hier ein permanenter gleichbleibender Stromfluss über den Wälzkontakt etabliert werden. Dieses Vorgehen erlaubte Untersuchungen zur Beeinflussung der vorherrschenden Art des Stromflusses. Diese konnten nachweisen, dass auch im tribologischen Zustand der Grenzreibung sich kein konstanter elektrischer Widerstand einstellt. Diese Messungen bilden die Basis zur Bestimmung des Entladewiderstandes, erlauben jedoch keine Aussage darüber, wann es zu einem schädlichen Stromfluss über den Wälzkontakt kommt. Hierzu dienen die nachfolgend dargestellten Experimente mit Wechselspannung. Diese haben zum Ziel, die Durchschlagspannung bzw. Durchschlagfeldstärke zu bestimmen. Diese gibt an, wann der Entladepfad im Ersatzschaltbild des tribo-elektrischen Kontaktes aktiv geschaltet wird und beschreibt damit den Entladeschalter $S_{Entladung}$. Die Untersuchung erfolgt bei variierenden mechanischen und elektrischen Randbedingungen und liefert letztlich ein exemplarisches Kennfeld der Durchschlagspannungen.

Hierzu wird das untersuchte Axiallager an den jeweiligen mechanischen Betriebspunkten, welche bereits mittels der Impedanz und der Gleichspannungsmessung untersucht wurden, mit variierenden Wechselspannungen beansprucht. Dafür wird ein Signalgenerator an den mechanischen Prüfaufbau angeschlossen. Das sich hieraus ergebende Messsystem ist bereits in Kapitel 4 beschrieben und in Abbildung 4.2 visualisiert. An den jeweiligen mechanischen stationären Betriebspunkten wird der tribo-elektrische Kontakt mit einer Wechselspannung beaufschlagt. Hierzu wird an einer konstanten Frequenz die Amplitude sukzessive erhöht, bis ein Spannungszusammenbruch mit einhergehendem sprunghaftem Anstieg des Lagerstroms ermittelt werden kann (vgl. Abb. 2.7). Die Untersuchung des Spannungszusammenbruchs mit einhergehender Teilentladung erfolgt an den folgenden Frequenzen der Wechselspannung:

Frequenzen /kHz: 0,1 / 1,0 / 5,0 / 10,0 / 100,0

Diese Frequenzpunkte decken den Bereich der Schaltfrequenzen heute verwendeter Umrichter ab und erlauben somit Rückschlüsse auf das reale Systemverhalten. Weiterhin ist anzumerken, dass in den nachfolgenden Diagrammen die Spannungsamplitude angegeben wird, bevor es zum Auftreten von Teilentladungen kommt. Ebenso erfolgt im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen keine weiterführende systematische Auswertung der Zünd- und Brennspannungen. Ursächlich hierfür ist, dass es bei Erreichen dieser Spannungen bereits zu einem Stromfluss kommt und der Entladeschalter schon geschlossen ist.

5.3.1 Verhalten des tribo-elektrischen Kontaktes unter Wechselspannung

Im Rahmen von [Rad16] sowie [GCB19] wurde der Wälzkontakt mit einer Common-Mode-Spannung beaufschlagt und die Wechselwirkung zwischen dem tribologischen und dem sich einstellenden elektrischen Ersatzsystem untersucht. Als Ergebnis hieraus konnten die in Kapitel 2.2.3 beschriebenen fünf prinzipiellen Betriebszustände identifiziert werden. Auf der Basis der Gleichspannungsmessreihe, welche das Vorhandensein eines leitfähigen Kanals in jedem Betriebspunkt gezeigt hat, muss die Interpretation dieser Betriebszustände jedoch neu überdacht werden. Eine Möglichkeit hierzu bietet die Beaufschlagung des Wälzkontaktes mit einer sinusförmigen Wechselspannung. Diese bietet den Vorteil, dass fundamentale Untersuchungen an gebräuchlichen Kondensatoren zum Stand der Technik gehören [Rot27], [Rai91], [Küc09] als

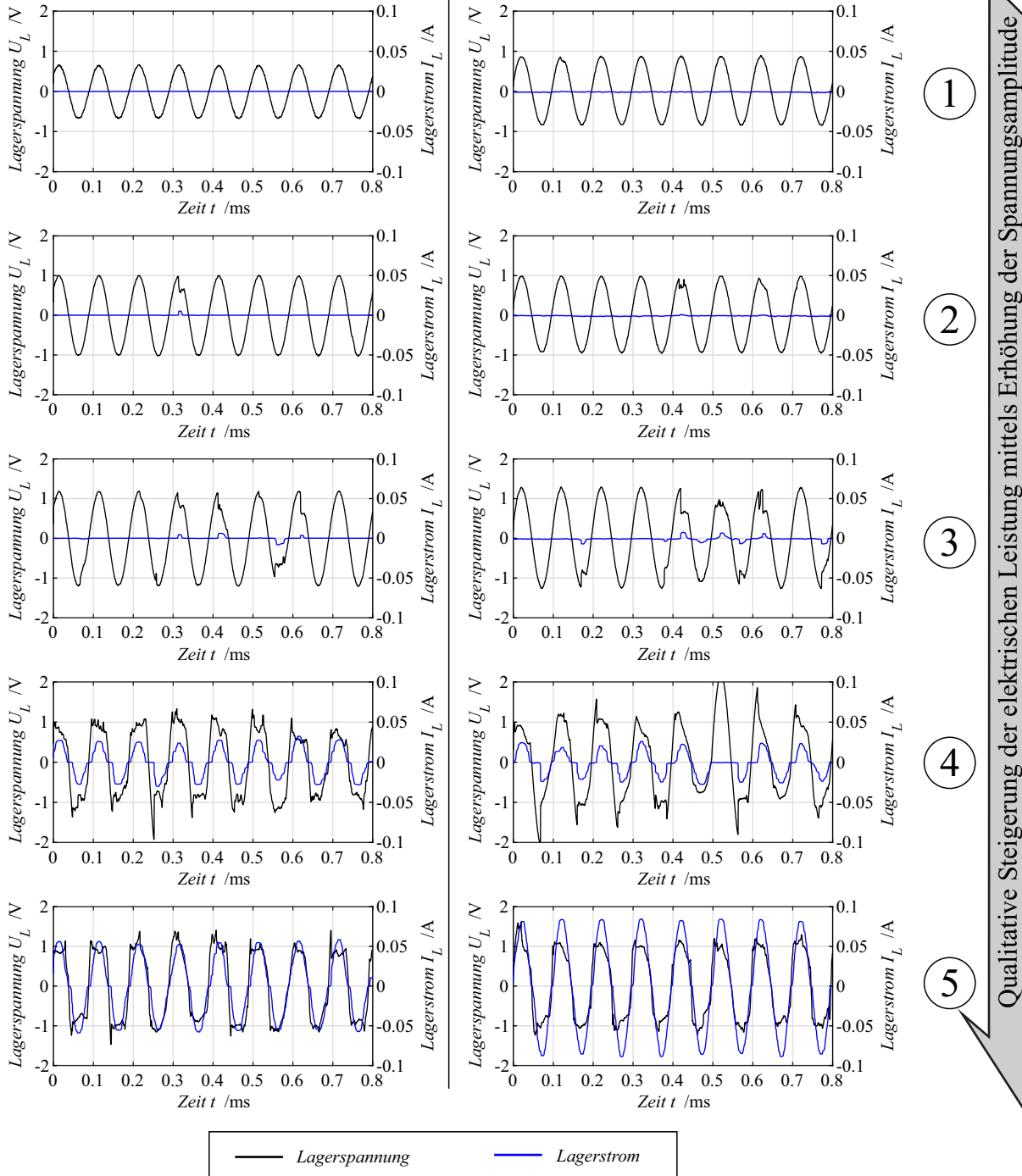
Exemplarischer Betriebspunkt 1800 N @ 10 kHz ($p_{\max, \text{Hertz}}$ 874 MPa | h_0 2,2 μm | 20°C)**Exemplarischer Betriebspunkt 2**4000 N @ 10 kHz ($p_{\max, \text{Hertz}}$ 1494 MPa | h_0 1,1 μm | 30°C)

Abb. 5.7: Exemplarische Aufnahmen der Lagerspannung und des Lagerstroms über der Zeit bei qualitativer Erhöhung der elektrischen Leistung an zwei exemplarischen mechanischen Betriebspunkten

auch erste Übertragungen der dort gemachten Erkenntnisse am Wälzkontakt vorliegen [And69]. Somit ist in einem ersten Schritt zu überprüfen, ob die aus dem Stand der Technik bekannten

Kennlinien von Teil- und Bogenentladung auch am tribo-elektrischen Kontakt festgestellt werden können.

Hierzu wird an allen mechanischen Betriebspunkten und bei den zuvor genannten Frequenzen der Wechselspannung die Spannungsamplitude in mehreren Schritten erhöht und die sich einstellenden Lagerspannungen und Lagerströme werden vermessen. Das hierbei beobachtete Verhalten wird in Abbildung 5.7 an zwei exemplarischen Betriebspunkten im Detail aufgezeigt. Diese Ergebnisse stehen stellvertretend für das prinzipielle Verhalten der gesamten Messreihe. Unter der Annahme, dass der einsetzende Stromfluss bzw. das durch die Wechselspannung induzierte elektrische Feld keinen signifikanten Einfluss auf die Schmierfilmhöhe haben (*experimentelle, simulative oder theoretische Arbeiten zu dieser Fragestellung sind unbekannt*), können die nachfolgenden Rückschlüsse aus den Ergebnissen gewonnen werden. So zeigt sich, dass der Kontakt infolge der Erhöhung der Spannungsamplitude von einem isolierenden rein kapazitiven *Zustand 1* hin zu einen reinen ohmschen *Zustand 5* übergeht. Dies geschieht über die Zwischenstufen *2* bis *4*. Bei diesen kommt es zunächst zu einem Einsetzen von Teilentladungen bzw. Entladungen (*Zustand 2*), welche in ihrer Häufigkeit (*Zustand 3*) und ihrer Intensität (*Zustand 4*) mit steigender Spannungsamplitude zunehmen. Infolgedessen ist jedoch nicht davon auszugehen, dass der ohmsche *Zustand 5* eine Folge des Kurzschließen des Schmierfilms durch sich berührende metallische Rauheitsspitzen bei Mischreibung bzw. Grenzreibung ist. Vielmehr ist davon auszugehen, dass sich bei genügend zur Verfügung stehender elektrischer Leistung ein stabiler leitfähiger Kanal aufbauen kann. Das bedeutet, dass Strom und Spannung zwar in Phase und damit ohmsch sind, jedoch kein metallischer Kontakt in diesen Zuständen vorliegt. Diese Annahme steht in Einklang mit den Messergebnissen bei Gleichspannung, welche bereits den für Entladungen typischen nichtlinearen Zusammenhang zwischen Strom und Spannung nachgewiesen haben.

Unabhängig hiervon zeigt Abbildung 5.7 ebenfalls fünf unterschiedliche tribo- elektrische Zustände, welche in Einklang mit den Messergebnissen der von [Rad16] beobachteten fünf Betriebspunkte sind. Jedoch ist entsprechend der hier vorliegenden Erkenntnisse aus der Gleich- und Wechselspannungsbeaufschlagung die Interpretation der Kontaktwiderstände im Betriebszustand *4* und *5* durch entsprechende Entladewiderstände zu korrigieren. Weiterhin kann aus Abbildung 5.7, neben der Häufigkeit des Auftretens eines leitfähigen Kanals auch die unterschiedlichen Charakteristiken der sich einstellenden Spannungen und Ströme über der Zeit erkannt werden. Auch hier stellen sich fünf prinzipielle Zustände ein, welche in Abbildung 5.8 idealisiert dargestellt sind. Diese lassen sich wie folgt interpretieren:

- *Zustand 1 - Isolation*

Es zeigt sich ein rein kapazitives Verhalten; der Betriebspunkt ist elektrisch isoliert und es kommt zu kapazitiven Umladeströmen, deren Phasenwinkel um -90° zur Wechselspannung versetzt ist. Der Schmierfilm wird nicht durchschlagen.

- *Zustand 2 - Einsetzen von Teilentladungen*

Infolge der Erhöhung der Spannungsamplitude kommt es zu vereinzelt Zusammenbrüchen der Wechselspannung bei einem gleichzeitigen Fließen eines Stroms. Die hierbei aufgenommenen Kennlinien entsprechen den aus der Literatur bekannten für Teilentladungen (vgl. Abb. 2.7). Im Bereich der zusammengebrochenen Spannung sind der sich einstellende Strom und die Spannung in Phase.

- Zustand 3 - Einsetzen von Entladungen mit ersichtlicher Zündspannung*
 Durch die zunehmende Wechselfspannung bzw. durch die Reduzierung der Schmierfilmhöhe kommt es zu einem Auftreten von Entladungen. Hier ist das typische Verhalten mit Zündspannung gefolgt von einer konstanten, jedoch niedrigeren Spannung ersichtlich. Nach dem Erreichen der Löschspannung kommt es zu keinem weiteren Stromfluss, bis der leitfähige Kanal erneut gezündet wird.
- Zustand 4 - Abflachen der Brennspannung*
 Im weiteren Verlauf der Quellenspannungserhöhung kommt es zu einem zunehmenden Abflachen der Lagerspannung (vgl. etwa Abb. 5.7 exemplarischer Betriebspunkt 1 Zustand 4). Die Zündspannung ist in diesem Bereich nur noch teilweise erkennbar. Weiterhin wird durch die zunehmende Amplitude der Quellenspannung die Lagerspannung nur noch gering erhöht, sondern der Stromfluss verstärkt. Ebenso kommt es infolgedessen dazu, dass der Zeitbereich, in dem der Lagerstrom nahezu null ist, zunehmend kleiner wird. In diesem Zustand sind Strom und Spannung zum Großteil in Phase (auch ersichtlich aus [And69]).
- Zustand 5 – Kontinuierlicher leitfähiger Kanal*
 Strom und Spannung sind in Phase und weisen beide einen sinusförmigen Verlauf über der Zeit auf. Eine weitere Erhöhung der verfügbaren Wechselfspannung führt zu einer Vergrößerung des Stromflusses über den Wälzkontakt, es kommt zu nur geringen Veränderungen in der Spannung. Demnach kommt es zu einem kontinuierlichen Aufrechterhalten des leitfähigen Kanals, ohne dass eine Löschung dieses ersichtlich ist.

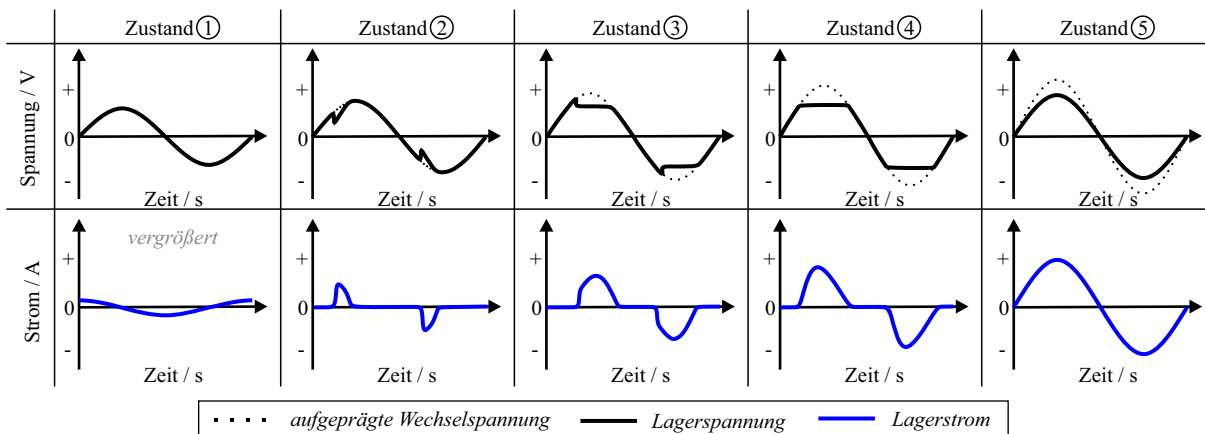


Abb. 5.8: Schematische Darstellung der sich einstellenden Zeitverläufe von Spannung und Strom bei Erhöhung der aufgeprägten Wechselfspannung (Quellenspannung) sowie Einteilung dieser Kennlinien in fünf prinzipielle Zustände

Somit zeigen auch die Untersuchungen mit Wechselfspannungen das Vorhandensein eines leitfähigen Kanals bei Stromfluss im Wälzkontakt. Weiterhin zeigen sich tendenziell ähnliche bzw. vergleichbare Oszillographen von Strom und Spannung, wie sie aus der Hochspannungstechnik bekannt sind. Im Gegensatz zu diesen bekannten Phänomenen treten diese Effekte im Wälzkontakt jedoch bereits bei sehr niedrigen Spannungen auf. Ursächlich hierfür erscheinen die sehr geringen Schmierfilmhöhen, welche selbst in tribologischen Zuständen der Grenz- und Mischrei-

bung ausreichen, Entladungsphänomene zu detektieren. Basierend hierauf ist es nun möglich, messtechnisch die Durchschlagspannung und damit die Auslösespannung (vgl. elektr. Ersatzschaltbild Wälzkontakt Abb. 3.1 $S_{Entladung}$) für den Entladewiderstand zu bestimmen. Diese wird als die Spannungsamplitude definiert, bei welcher der tribo-elektrische Kontakt vom *Zustand 1* gerade in den *Zustand 2* übergeht (in Anlehnung an [KFT07]). Diese Untersuchungen sind Gegenstand des nachfolgenden Kapitels und zeigen die einzelnen Wechselwirkungen zwischen dem tribologischen und dem elektrischen System auf.

5.3.2 Ermittlung der Durchschlagspannungen am Axiallager

Basierend auf dem vorangehenden Nachweis, dass die prinzipiellen Mechanismen im tribo-elektrischen Wälzkontakt identisch oder zumindest ähnlich zu dem bekannten Verhalten eines durchschlagenden Kondensators bei Wechselfrequenz sind, können Untersuchungen zum Durchschlagverhalten des untersuchten Wälzlagers durchgeführt werden. Hierzu erfolgt an den jeweiligen konstanten mechanischen Betriebspunkten eine schrittweise Erhöhung der Wechselfrequenz, bis der Wälzkontakt vom *Zustand 1* in den *Zustand 2* übergeht. Aufgetragen ist demnach in den nachfolgenden Diagrammen jene Spannung (*Durchschlagspannung*), bei der es erstmalig zu einer Teilentladung bzw. Entladung kommt. Aufgrund der unterschiedlichen Schaltfrequenzen der zum Einsatz kommenden Frequenzumrichter wird die Durchschlagspannung nicht nur an jedem mechanischen Betriebspunkt, sondern auch an den zuvor definierten Frequenzen ermittelt. Dies erlaubt eine höhere Anwendbarkeit der Ergebnisse und zeigt eine weitere Abhängigkeit der Durchschlagspannung auf.

Basierend auf dem experimentellen Aufbau und der für diese Messreihe verfügbaren Messtechnik müssen verschiedene Punkte bei der Interpretation der Ergebnisse berücksichtigt werden. So wurde in Kapitel 2.2.1 bereits darauf hingewiesen, dass der eigentliche Prüfaufbau und die Art der elektrischen Lastaufprägung einen massiven Einfluss auf die Kenngröße der elektrischen Feldstärke bzw. der Durchschlagspannung haben. Demnach müssen die Prüfbedingungen und der experimentelle Aufbau mit in die Betrachtung der Ergebnisse einfließen. Hier ist zunächst die Art des Prüflings zu nennen. So kommt ein Axiallager vom Typ 51208 zum Einsatz. Der sich hier einstellende Punktkontakt definiert somit die *Elektrodenform* und damit auch die Einschränkung der Ergebnisse auf diesen Kontakttyp. Demnach ist eine nominelle Übertragung der hier ermittelten Durchschlagspannungen auf Linienkontakte, wie in Rollenlagern, eventuell nur bedingt möglich. Untersuchungen an Linienkontakt wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt. Weiterhin gilt es zu berücksichtigen, dass es in der Folge einer Axialkraftsteigerung zu einer Veränderung der Kontaktpressung, einer Beeinflussung der Schmierstathöhe (*Elektrodenabstand*) und einer Vergrößerung der hertzischen Kontaktfläche (*Elektrodenfläche*) kommt. Eine exakte Trennung dieser Effekte voneinander ist im Rahmen des experimentellen Aufbaus nicht möglich.

Weiterhin ist anzumerken, dass die *Amplitudensteigerung* auf der Basis des vorhandenen Signalgenerators manuell erfolgt. Dies führt dazu, dass eine gewisse Fehleranfälligkeit vorliegt und keine exakt gleichmäßige Erhöhung der Spannungsamplitude möglich ist. Um diesen Einfluss zu untersuchen, wird unter anderem im Rahmen von Kapitel 5.4 die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse an exemplarischen Messpunkten untersucht.

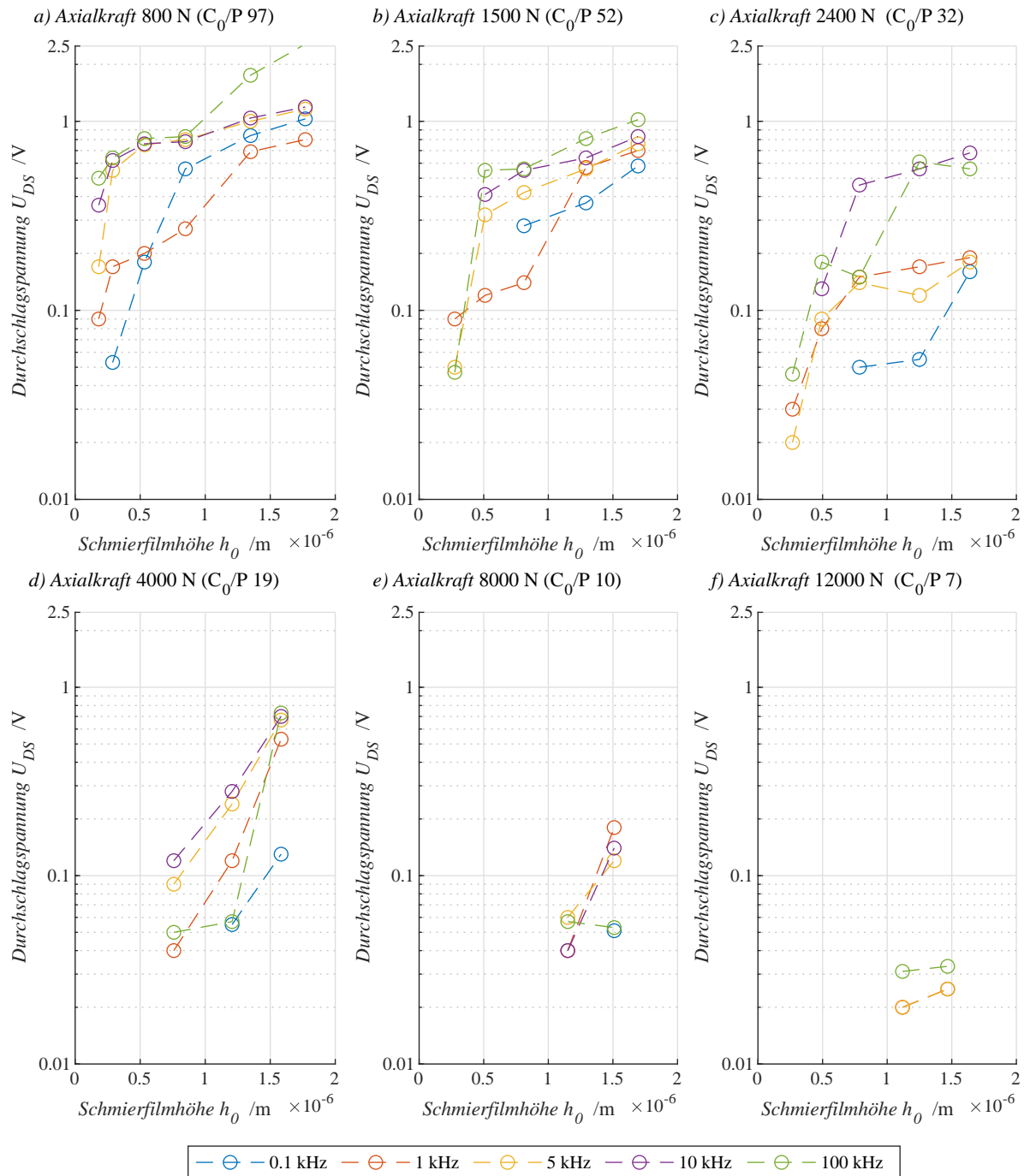


Abb. 5.9: Darstellung der Durchschlagspannung über der berechneten zentralen Schmierfilmhöhe (infolge einer *Drehzahlvariation*) bei unterschiedlichen Axialkräften für den Schmierstoff *OF 1.1* bei einer Öltemperatur von $40\text{ }^\circ\text{C}$ und differierender Frequenzen der Quellenspannung

Durch einen elektrischen Durchschlag in einem flüssigen Dielektrikum kommt es lokal zu einer Steigerung der Anzahl der freien Ladungsträger, was zu einer Erhöhung der Leitfähigkeit führt. Dieser Effekt zeigt sich auch darin, dass die Durchschlagspannung mit zunehmender elektrischer Belastungszeit sinkt. Die Berücksichtigung dieses Umstandes wird im Experiment dadurch be-

rücksichtigt, dass nach der erfolgreichen Detektierung eines Durchschlags die Spannungsamplitude auf null gesenkt wird und somit keine weitere elektrische Belastung stattfindet.

Diese Randbedingungen berücksichtigend sind in Abbildung 5.9 die Durchschlagsspannungen über der zentralen Schmierfilmhöhe bei unterschiedlichen Axialkräften für das Schmiermittel *OF 1.1* dargestellt. Die Variation in der Schmierfilmhöhe wurde durch eine Erhöhung der Drehzahl (Stufen identisch zu Kapitel 5.1 und 5.2 entsprechend 100 min^{-1} / 200 min^{-1} / 500 min^{-1} / 1000 min^{-1} / 2000 min^{-1} / 3000 min^{-1}) umgesetzt. Weiterhin ist anzumerken, dass es sich hier um berechnete Schmierfilmhöhen gemäß Formel 2.12 handelt, welche auch in Abbildung 5.1 dargestellt sind.

Im Rahmen der Versuche zeigt sich, dass die Durchschlagsspannungen mit zunehmendem Kontaktdruck, aber vergleichbaren Schmierfilmhöhen sinken. Gerade bei den Versuchen mit den Axialkräften von 8000 N und 12000 N ist eine ausgeprägte Reduzierung der Durchschlagsspannung ersichtlich. Hier kommt es dazu, dass der Übergang von *Zustand 1* zu *Zustand 2* teilweise mit der vorhandenen Messtechnik nicht mehr voll umfänglich erfasst werden kann. Unabhängig hiervon sind mehrere Tendenzen klar ersichtlich:

- *Wechselwirkung zur Schmierfilmhöhe*

Mittels einer Variation der Schmierfilmhöhe kommt es zu einer Beeinflussung der Durchschlagsspannung. Dieses Verhalten hat sich ebenfalls in den Ergebnissen der Messreihe unter Einsatz einer Gleichspannungsquelle gezeigt. Demnach führen höhere Schmierfilme zu einer Steigerung der Durchschlagsspannung. Dieser Effekt lässt sich darüber erklären, dass für einen größeren Abstand zwischen den Kondensatorplatten bei gleichbleibendem Dielektrikum ein höherer Potentialunterschied zur Überbrückung anliegen muss.

- *Beeinflussung durch die Wechselspannungsfrequenz*

Weiterhin hat die Variation der Frequenz einen Einfluss auf die Durchschlagsspannung. So zeigen alle Messreihen in ihrer Tendenz, dass es bei niedrigeren Frequenzen (beispielsweise 0,1 kHz) früher zum Erreichen der Durchschlagsspannung kommt. Dies zeigt sich auch darin, dass nur bei einer Axialkraft von 800 N bei allen Drehzahlen ein Spannungsaufbau bei einer Frequenz von 0,1 kHz ermittelt werden konnte. Mittels der Erhöhung der Axialkraft kann der Spannungsaufbau bei dieser Frequenz nur noch bei höheren Drehzahlstufen (1000 min^{-1} / 2000 min^{-1} / 3000 min^{-1}) beobachtet werden. Bei einer Axialkraft von 8000 N etwa ist nur noch bei einer Drehzahl von 3000 min^{-1} ein Spannungsaufbau messbar. Umgekehrt führt eine Vergrößerung der Frequenz zu einer höheren Spannung, die der Wälzkontakt ohne Durchschlag halten kann.

- *Abhängigkeit von der Kontaktkraft*

Darüber hinaus zeigt sich ebenfalls eine Beeinflussung der Durchschlagsspannung über eine Variation der Axialkraft (Veränderung der Kontaktpressung und der Kontaktfläche). Diese zeigt sich daran, dass bei einer rechnerischen ähnlichen Schmierfilmhöhe bei höheren Axialkräften die Durchschlagsspannung stark sinkt. Auffällig hieran ist besonders, dass eine ähnlich starke Wechselwirkung bei der Versuchsreihe unter Verwendung der Gleichspannungsquelle nicht vorlag. Hier hatte die Erhöhung des fließenden Stroms nur einen geringen Einfluss auf die sich einstellende Lagerspannung bei ähnlichen Schmierfilmhöhen (vgl. Abb. 5.3 zu Abb. 5.10). Unter Berücksichtigung der vergleichbaren Schmierfilmhöhen

liegt ein möglicher Erklärungsansatz in den mit der Axialkraft einhergehenden Veränderungen in der Kontaktpressung und der Kontaktfläche des Wälzkontaktes. Beide Parameter beeinflussen in unterschiedlich starker Ausprägung die Kontaktkapazität. So führt eine Druckerhöhung zu einer Vergrößerung der relativen Permittivität ϵ_r (vgl. Anlage 9.2). Die Kapazität steigt weiterhin durch die größere Kontaktfläche an. Darüber hinaus stehen sich bei einer größeren Kontaktfläche auch mehr Oberflächenrauheiten gegenüber, an deren Spitzen es zu Überhöhungen des elektrischen Feldes kommen kann, was in einem früheren Durchschlag mündet.

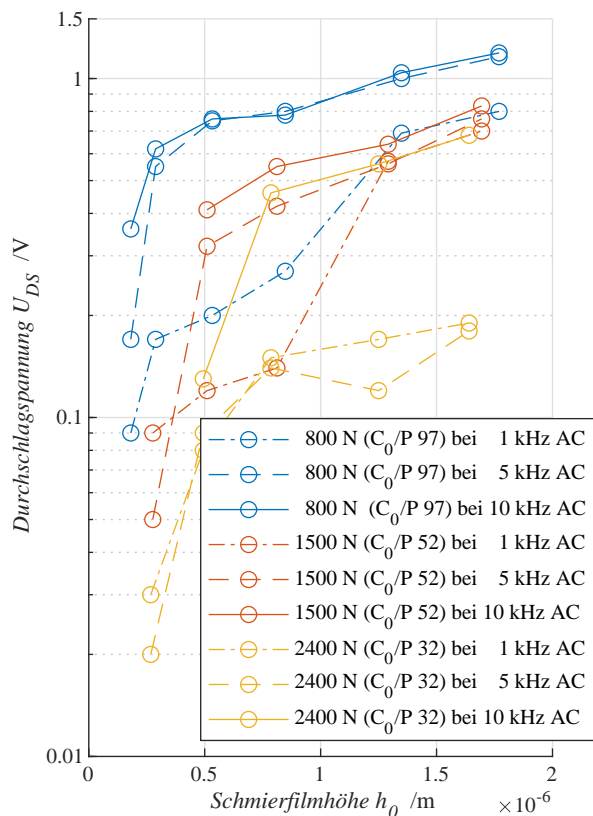


Abb. 5.10: Detailansicht der Durchschlagspannungen über der berechneten zentralen Schmierfilmhöhe (infolge einer Drehzahlvariation) für ausgewählte Axialkräfte und Frequenzen

vergleichbarer Weise, wie auch die Schmierfilmhöhe durch die Temperatur beeinflusst wird. Jedoch ist im Vergleich zur Drehzahlvariation mit einer konstanten Öltemperatur von 40°C (vgl. Abb. 5.10 800 N bei 10 kHz) bei vergleichbaren Schmierfilmhöhen die Durchschlagspannung durchgängig niedriger. Eine Erklärung hierfür kann sein, dass die Durchschlagspannung eine stoffspezifische Kenngröße ist, welche auch von der Temperatur beeinflusst wird [Küc09]. So wurde etwa in [BW20] vor diesem Hintergrund eine Temperaturvariation des Dielektrikums bei gleichbleibendem Elektrodenabstand (2 mm) durchgeführt. Für diesen Versuchsaufbau kam ein Durchschlagspannungsmessgerät zum Einsatz, dessen Versuchsaufbau sich an [DIN60156]

Zur besseren Verdeutlichung dieser einzelnen Effekte sind in Abbildung 5.10 ausgewählte Messkurven aus Abbildung 5.9 zusammengefasst in einem Diagramm dargestellt. Hierbei liegt der Fokus auf den Messkurven der niedrigsten drei Axialkräfte sowie für die Frequenzen, welche im Bereich der Schaltfrequenz moderner Frequenzumrichter liegen. Hieraus verdeutlichen sich nochmals die einzelnen Abhängigkeiten von der Kontaktkraft, der Schmierfilmhöhe und der Schaltfrequenz. Auffällig ist hier zusätzlich, dass die Messkurven der Schaltfrequenzen mit 5 kHz keine klare Tendenz zwischen den beiden Schaltfrequenzen mit 1 kHz und 10 kHz einnehmen. Bei der Messung mit 800 N Axiallast ist die Messkurve mit 5 kHz nahezu deckungsgleich mit der von 10 kHz. Dies verändert sich mit zunehmender Kontaktkraft, bis bei 2400 N die Kennlinien von 1 kHz und 5 kHz weitestgehend übereinstimmen. Hier ist keine eindeutige Aussage möglich. Weiterhin wurde auch bei Wechselspannung eine Versuchsreihe mit einer Temperaturvariation durchgeführt (vgl. Abb. 5.11). Auch hier zeigt sich eine Abhängigkeit der gemessenen Durchschlagspannung von der Temperatur in

orientiert. Eine klare Tendenz, wie die Durchschlagspannung von der variierten Temperatur abhängt, war aus diesen Versuchen nicht ersichtlich, sondern hing vielmehr von der Art des untersuchten Schmieröls ab. Insgesamt ist bei der Durchschlagmessung in Kombination mit einer Temperaturvariation im Rahmen des hier verwendeten Prüfaufbaus davon auszugehen, dass es zu einer ausgeprägten Überlagerung diverser Effekte kommt, weswegen diese Messreihe nicht weiter verfolgt wird, jedoch diese Arbeit exemplarisch ergänzt.

Als Folge der starken gegenseitigen Abhängigkeiten verschiedener Einflussfaktoren (Schmierfilmdicke, Temperatur, Kontaktkraft) zeigt sich, dass die Vermessung der Durchschlagspannung direkt am Lager zwar möglich ist, jedoch einzelne Auslösemechanismen nicht klar voneinander getrennt werden können. Hier bietet sich eine weitere Abstraktion des Prüfaufbaus an, um diese gegenseitigen Wechselwirkungen auszuschließen. Weiterhin ist im Rahmen dieser Arbeit auch nicht die zeitliche Entwicklung der Durchschlagfestigkeit über der Gebrauchsdauer des Schmiermittels untersucht worden. Hier muss berücksichtigt werden, dass es bei Messungen direkt am Wälzlager auch zu Wechselwirkungen zum durch Verschleißpartikel kontaminierten Schmieröl kommen kann. Diese Verschleißpartikel haben einen

direkten Einfluss auf die Durchschlagspannung (u. a. [KFT07], [Küc09]), sodass auch davon auszugehen ist, dass sich die Durchschlagfestigkeit des Schmiermittels über der Gebrauchsdauer stark ändern wird. Unabhängig hiervon zeigt die hier vorgestellte Versuchsreihe, dass die aus der Hochspannungstechnik bekannten Kennlinien der Entladungen bei Wechselspannung auch im tribo-elektrischen Kontakt auftreten. Ebenso konnten direkt am Wälzlager Durchschlagspannungen vermessen werden und damit die Abhängigkeiten beim Übergang des *Zustandes 1* in den *Zustand 2* aufgezeigt werden. Demnach zeigen diese Ergebnisse, dass mittels dieser Prüfmethodik direkt an einem einzelnen Lager der Kennwert der Durchschlagspannung ermittelt werden kann. Das erlaubt die Ergänzung bzw. Detaillierung des elektrischen Ersatzmodells des tribo-elektrischen Kontaktes um den Auslösemechanismus des Entladeschalters $S_{Entladung}$.

5.3.3 Folgen für die Impedanzmessung

Wie in den vorangehenden Abschnitten gezeigt, kann es im hochbelasteten tribo-elektrischen Kontakt bereits bei niedrigen Wechselspannungsamplituden zu einem Durchschlagen des Schmierfilms kommen. Diese Durchschlagspannung ist nicht nur relevant etwa bei der ma-

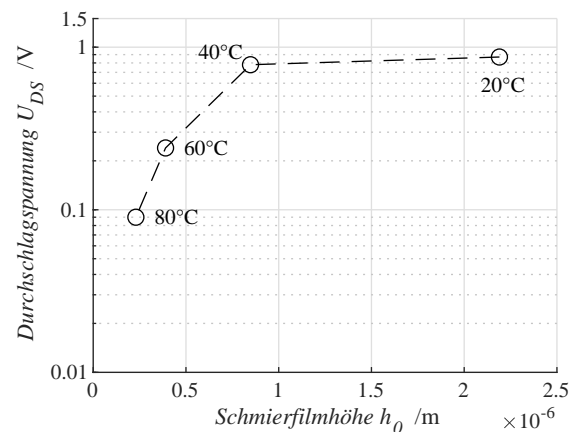
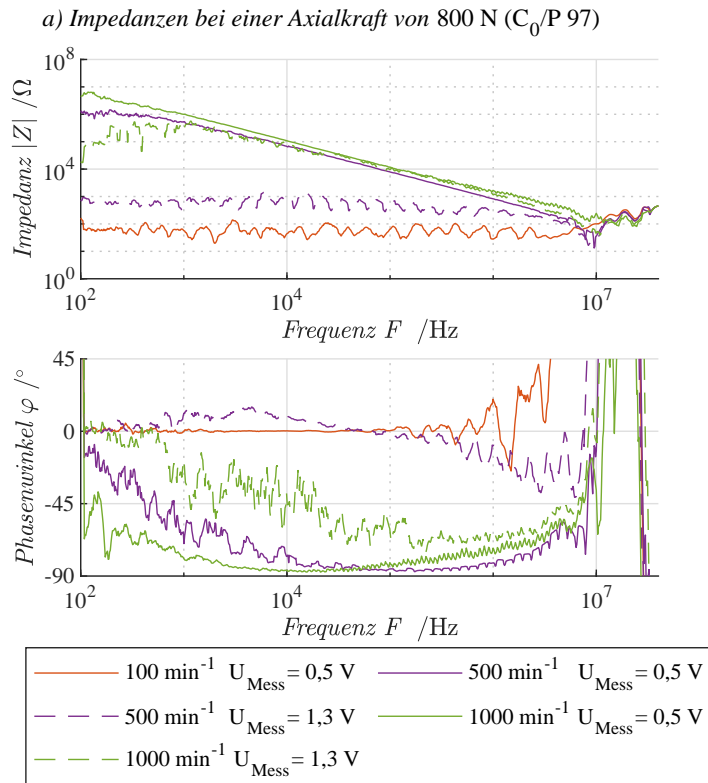


Abb. 5.11: Darstellung der Durchschlagspannung über der berechneten zentralen Schmierfilmdicke (infolge einer *Temperaturvariation*) bei 800 N, 1000 min^{-1} und einer Frequenz von 10 kHz für den Schmierstoff *OF 1.1*

thematischen Modellierung des elektrischen Ersatzschaltbildes eines Kontaktes, sondern auch bei dessen Vermessung mittels Impedanzmessgeräten bzw. Netzwerkanalysatoren.



b) Zugehörige Lagerströme und -spannungen

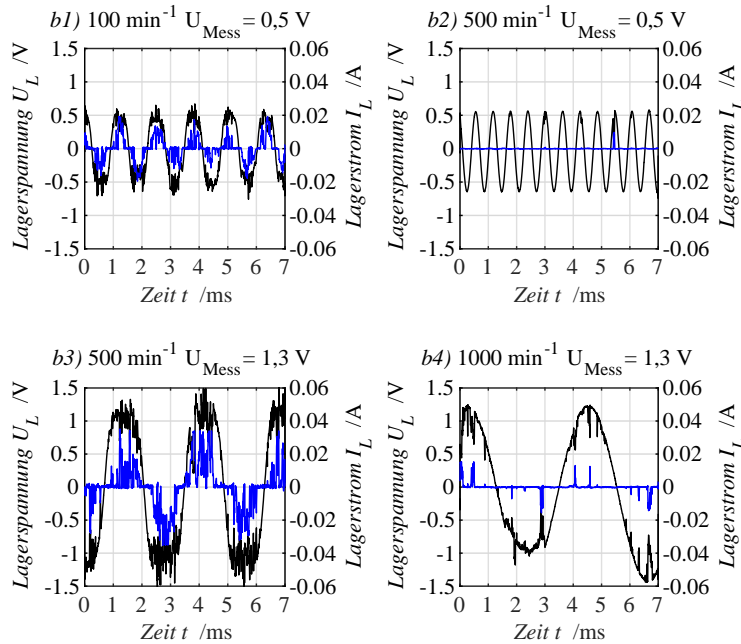


Abb. 5.12: Impedanzen (a) mit den sich infolge unterschiedlicher Messspannungsamplituden (U_{Mess}) einstellenden Lagerspannungen (schwarz) und -strömen (blau) (b) an exemplarischen Betriebspunkten (Schmiermittel *OF 1.1* bei 40°C)

Nachfolgend wird dargestellt, wie beim Auftreten von elektrischen Durchschlägen bei der Messung der Kontaktimpedanz die Messergebnisse beeinflusst werden. Hierzu wurde mittels der vorhandenen Messtechnik die Messspannung des Impedanzmessgerätes (*Hersteller: omnicron / Bezeichnung: Bode 100*) inklusive der sich einstellenden Ströme aufgenommen und analysiert. Zur Verdeutlichung der Effekte wurde weiterhin der interne Verstärker des Messgerätes dazu eingesetzt, die Amplitude der Messspannung zu variieren (Veränderung des Leistungspegels von 0 dbm auf 13 dbm entsprechend einer Messspannung U_{Mess} von 0,5 V und 1,3 V). Hierdurch kann der Einfluss verschiedener Messspannungen auf die vermessene Lagerimpedanz aufgezeigt werden. Die Gegenüberstellung der mittels Netzwerkanalysator vermessenen Impedanzen zu den sich durch die Messspannung einstellenden Lagerspannungen und Strömen erfolgt an exemplarischen Betriebspunkten in Abbildung 5.12. So kommt es bei einer Betriebsdrehzahl von 100 min^{-1} ohne den Einsatz einer Messsignalverstärkung dazu, dass die Messspannung ($U_{\text{Mess}} = 0,5 \text{ V}$) nicht mehr voll gehalten werden kann und ein Lagerstrom auftritt (vgl. Abb. 5.12 b1). Ein vergleichbares Verhalten lässt sich auch im Betriebspunkt mit 500 min^{-1} bei einer erhöhten Messspannung von 1,3 V beobachten. Beide Betrieb-

spunkte entsprechen dem in Abbildung 5.8 hergeleiteten *Zustand 4* im Übergang zum *Zustand 5*. Hieraus folgt, dass ein Phasenwinkel von 0° nicht zwingend als metallischer Kontakt zu interpretieren ist. Ursächlich hierfür ist, dass auch bei einem Durchschlag Strom und Spannung ebenfalls zu einem Teil in Phase sind (vgl. Abb. 5.7 sowie 5.8 *Zustände 3 bis 5*) und diese dann von der Auswertesoftware entsprechend interpretiert werden. Befindet sich hingegen der tribo-elektrische Kontakt im *Zustand 1* (Abb. 5.12 a $500 \text{ min}^{-1} U_{Mess} = 0,5 \text{ V}$) und $1000 \text{ min}^{-1} U_{Mess} = 0,5 \text{ V}$) entsprechend Abbildungsteil b2), erfolgt die Interpretation durch die Auswertesoftware als überwiegend kapazitiv als auch treten nur sehr vereinzelt Durchschläge auf. Gerade der Unterschied in den gemessenen Impedanzen bei 500 min^{-1} und 1000 min^{-1} verdeutlicht sehr gut die möglichen Messfehler infolge des Auftretens von Durchschlägen. So kommt es zu einer Abweichung im ohmschen Anteil der Impedanz von bis zu drei Zehnerpotenzen innerhalb der beiden Versuche mit 500 min^{-1} . Auch findet der kapazitive Übergang beim Auftreten von Durchschlägen ($500 \text{ min}^{-1} U_{Mess} = 1,3 \text{ V}$) erst bei deutlich höheren Frequenzen statt. Dieser Fehler reduziert sich wie zu erwarten mit zunehmender Schmierfilmhöhe. So zeigt die Messreihe bei 1000 min^{-1} auch bei einer erhöhten Messspannung nur vereinzelte Durchschläge (vgl. Abb. 5.12 b4) bei niedrigen Frequenzen. Auch sind die Kapazitäten vergleichbar (vgl. Abb. 5.12 a $1000 \text{ min}^{-1} U_{Mess} = 0,5 \text{ V}$ und $1000 \text{ min}^{-1} U_{Mess} = 1,3 \text{ V}$).

Diese Durchschläge treten, wie in den vorangegangenen Kapiteln gezeigt, bevorzugt bei niedrigen Frequenzen auf. Bei Betriebszuständen mit niedrigen Schmierfilmhöhen kann es ebenfalls zu Durchschlägen und hierdurch verfälschten Messergebnissen kommen. Ein möglicher Indikator sind stark schwankende Phasenwinkel. Insbesondere dann, wenn sich der tribologische-elektrische Kontakt im *Zustand 2* und *3* befindet (vgl. Abb. 5.12 b3 b4). Auf Basis der aufgenommenen Messsignale wird vermutet, dass ebenfalls die interne Regelung des Messteils versucht, bei Auftreten der Durchschläge einzugreifen, was dann zu den bei $500 \text{ min}^{-1} U_{Mess} = 1,3 \text{ V}$ beobachteten Induktivitäten (Phasenwinkel $>0^\circ$) führen kann. Dabei zeigt sich, dass auch bereits bei der Impedanzmessung die in Abbildung 5.8 abgeleiteten prinzipiellen Zustände detektiert werden können. Dieses Phänomen ist nicht limitiert auf Messungen mit Wechselspannung, sondern kann auch bei Impedanzmessungen mittels Ladekurvenmessung beobachtet werden [Wit17].

Weitere im Rahmen der Arbeit aufgetretene Phänomene bei der Messung der Impedanz, wie etwa die Wechselwirkung zwischen der elektrischen Belastung eines Wälzkontaktes und der im Anschluss hieran vermessenen Impedanz, finden sich in der Anlage 9.7.2. Hier wird der in [KGH23] beschriebene Effekt der Impedanzerholung an den entsprechenden Versuchen dargestellt.

5.4 Wiederholbarkeit der Versuche

Als Folge der hier vorgestellten Versuchsreihen zur Vermessung des leitfähigen Kanals (*Gleichspannungsmessung*) und der Bestimmung der Durchschlagspannungen des tribo-elektrischen Kontaktes (*Wechselspannungsmessung*) wurde mit einem zeitlichen Abstand zu den ursprünglichen Messreihen die Wiederholbarkeit der vorangegangenen Messungen überprüft. Um einen geometrischen Einfluss bzw. Wechselwirkungen zu anderen Oberflächenstrukturen des Prüflagers auszuschließen, wurden die identischen Lager der ursprünglichen Messreihe wiederverwendet.

Leitfähiger Kanal

Das für die Messreihe zur Untersuchung des leitfähigen Kanals verwendete Prüflager wurde nach Abschluss der vorgestellten Messreihe ohne speziellen Korrosionsschutz auf den metallischen Laufflächen für etwa sechs Monate eingelagert. Eine visuelle Prüfung vor Start der neuen Versuchsreihe ergab keine makroskopischen Anzeichen für Rostansätze.

Die Untersuchungen zur Wiederholbarkeit wurden bei zwei exemplarischen axialen Belastungen von 800 N und 4000 N durchgeführt. Weiterhin wurden bei diesen Axiallasten jeweils die folgenden drei Betriebszustände vermessen:

- Prüflager im Stillstand *ohne* den Einsatz von Schmiermittel (in der ursprünglichen Messreihe nicht durchgeführt)
- Prüflager im Stillstand mit 50 ml Schmiermittel (*OF 1.1*), was einer Flutung der Prüfzelle entspricht
- Prüflager bei einer Drehzahl von 1000 min^{-1} mit Schmiermittel

Darüber hinaus wurde die Prüfeinheit bei jedem dieser Betriebszustände auf 40 °C am Temperaturfühler T2 temperiert.

Die Messung der Lagerspannung und des Lagerstroms wurde unter Verwendung der bereits beschriebenen Messtechnik durchgeführt und die Methode der *Mittelwertmessung* verwendet. Im Rahmen der Wiederholbarkeitsmessungen wurde an jedem der drei Betriebszustände *zehn Mal* die jeweilige Kennlinie bei den definierten Lagerströmen (0,1 A / 0,2 A / 0,4 A / 0,6 A / 1,0 A / 2,0 A / 4,0 A) aufgenommen. Demnach liegen für jede der in Abbildung 5.13 dargestellten Kennlinien zehn Mittelwertmessungen zugrunde, auf deren Basis die nachfolgenden Betrachtungen durchgeführt werden.

Für die zeitlich zuerst durchgeführten Messungen im Stillstand wurde die Stromeinleitung mittels eines Gewindes an der Lageraufnahmewelle direkt fixiert. Hierdurch kann eine Beeinflussung der Messergebnisse durch den Schleifringüberträger vermieden werden. Weiterhin wurde bei den Stillstandsmessungen zwischen den Messungen der einzelnen Kennlinien das Prüflager händig rotiert, um die Messung jeweils an einem neuen Kontaktpunkt durchzuführen.

Die Ergebnisse dieser Messreihe sind in Abbildung 5.13 visualisiert. Dargestellt sind die sich ergebenden Graphen der Mittelwerte der Lagerspannung mit der dazugehörigen Standardabweichung der Wiederholmessungen. Weiterhin werden zur direkten Vergleichbarkeit auch die ursprünglich gemessenen Kennlinien aus Abbildung 5.3 ebenfalls in Abbildung 5.13 überführt. Auffällig ist, dass die Wiederholmessungen im Stillstand eine höhere Steigung aufweisen als die ursprünglich vermessenen U-I Kennlinien. Untersuchungen aus [GKS23] lassen hier den Schluss zu, dass diese Steigerung auf den Einfluss von Oxidschichten auf der Oberfläche zurückzuführen ist. Diese behindern durch den höheren Fremdschichtwiderstand den Stromfluss und sind eine mögliche Folge der sechsmonatigen Lagerung ohne Korrosionsschutz. Unabhängig hiervon zeigen auch die Wiederholmessungen ein lineares Verhalten, welches in dieser Form bei einem ruhenden metallischen Kontakt zu erwarten ist. Ferner zeigt sich bei den Stillstandsmessungen ein Einfluss des Schmiermittels im Vergleich zur Messung ohne Schmiermittel. So kommt es als Folge des Schmiermittels zwischen den Kontaktpartnern zu einer stärkeren Steigung der U-I Kennlinie und damit zu einem höheren Widerstand als bei der Versuchsreihe ohne Schmiermittel. Weiterhin ist erkennbar, dass die Standardabweichung der Versuche mit Schmiermittel im Stillstand ausgeprägter ist als ohne Schmiermittel. Demnach hat bereits im Stillstand das Schmiermittel einen

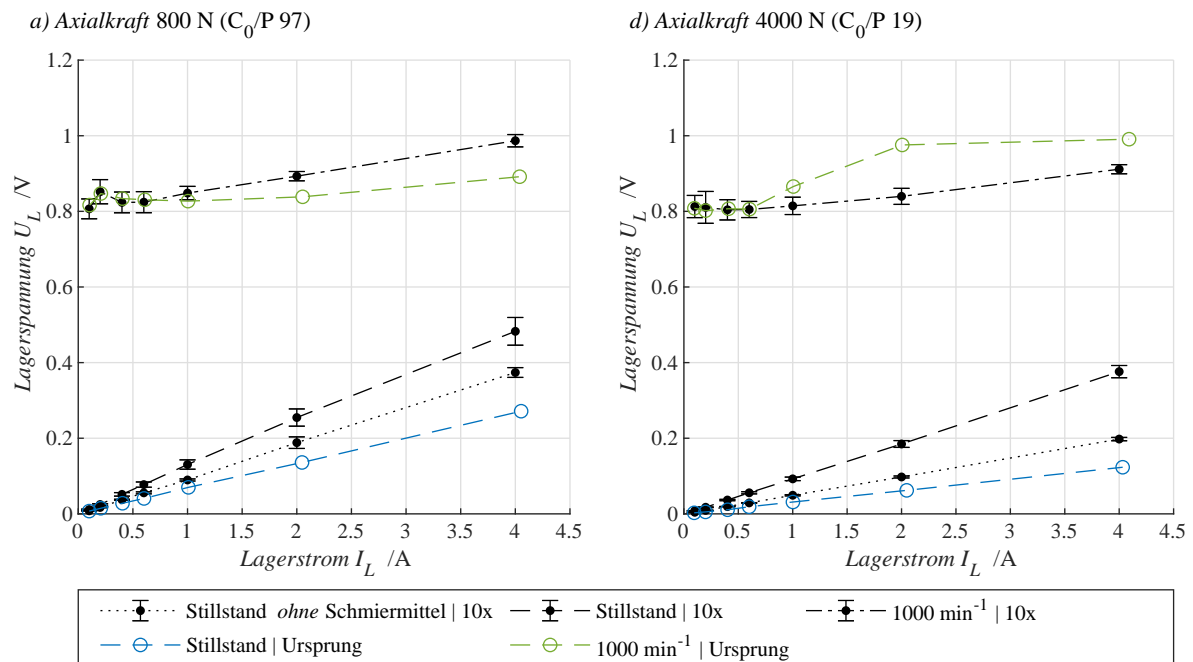


Abb. 5.13: Reproduzierbarkeit der Vermessung von Lagerspannung über Lagerstrom bei ausgewählten Betriebspunkten mittels der Darstellung des Mittelwertes inklusive Standardabweichung basierend auf zehn Wiederholmessungen bei zwei unterschiedlichen Axialkräften und Gegenüberstellung zu der in Kapitel 5.2 durchgeführten Messreihe

Einfluss auf den Kontaktwiderstand und muss als zusätzlich wirkender Fremdschichtwiderstand berücksichtigt werden.

Die Wiederholbarkeit der Versuche unter Drehzahleinfluss ist bei beiden Belastungsstufen gegeben. Auch hier kommt es zu den bereits beschriebenen nichtlinearen Spannungs-Strom Kennlinien und es zeigt sich nur eine geringe Standardabweichung der sich einstellenden Lagerspannung. Diese ist bei den niedrigen Lagerströmen wie zu erwarten größer, da hier der sich aufbauende leitfähige Kanal weniger stabil ist und es damit zu einer höheren Fluktuation der Lagerspannung kommt. Weiterhin zeigen die Wiederholversuche im Mittel eine gute Übereinstimmung mit den ursprünglichen Messreihen. Jedoch kommt es jeweils bei den beiden höchsten Lagerströmen (2,0 A und 4,0 A) zu etwas stärkeren Abweichungen. Diese lassen sich eventuell auf den Einfluss der veränderten Oberfläche im Laufe der Versuchsreihen zurückführen. Unabhängig davon stellen diese gefundenen Abweichungen keine Infragestellung der Ergebnisse zu den Untersuchungen des leitfähigen Kanals, da die Tendenz auch in der Wiederholmessung erhalten bleibt.

Durchschlagspannung

Auch die Ergebnisse der Durchschlagsspannungsuntersuchung wurden im Rahmen einer separaten Messreihe auf ihre Wiederholbarkeit hin überprüft. Hierzu wurde ein exemplarischer Betriebspunkt (4000 N, 1000 min⁻¹, OF 1.1 @40 °C, 10 kHz) wiederholt vermessen und jeweils die Durchschlagspannung ausgewertet. Zusätzlich hierzu wurden je Wiederholmessung die sich einstellenden Lagerspannungen für eine identische Quellenspannung von 0,2 V aufgezeichnet

und in Abbildung 5.14 einander gegenübergestellt.

Die Messung und Detektierung der ausgewerteten Spannungen entspricht dem in Kapitel 2.2.2 und 5.3.2 beschriebenen Verfahren. Zusätzlich wurde der Versuch zwischen jeder der vier Messungen unterbrochen, indem die Spannungsquelle kurzzeitig (etwa 10 min) vom Netz genommen wurde. Hierdurch konnten die aus den einschlägigen Normen bekannten Effekte wie ein Absinken der Durchschlagspannung bei aufeinanderfolgenden Wiederholmessungen reduziert werden. Die gemessenen Durchschlagspannungen der vier Einzelmessungen sind in der nachfolgenden Auflistung dem in der ersten Messreihe vermessenen Wert gegenübergestellt:

	original	Messung 1	Messung 2	Messung 3	Messung 4
Durchschlagspannung / V:	0,12	0,15	0,1	0,16	0,16

Die vier Wiederholmessungen liegen in vergleichbarer Größenordnung wie der originale Messpunkt (vgl. Abb. 5.9). Im Vergleich zu den Wiederholmessungen des leitfähigen Kanals im vorangegangenen Abschnitt ist bei der Durchschlagmessung die Streuung höher. Die erhöhte Streuung begründet sich hierbei in der Art der Messung; so wird bei der Vermessung des leitfähigen Kanals etwa ein konstanter gleichbleibender Stromfluss über den Wälzkontakt etabliert. Somit befindet sich der Kontakt in einem mechanischen und elektrischen stationären und stabilen Zustand. Bei der Vermessung der Durchschlagspannung hingegen wird der Übergang des isolierenden Kontaktes (*Zustand 1*) hin zu auftretenden Teilentladungen (*Zustand 2*) untersucht. Anders formuliert: Der Übergang von einem elektrisch stabilen Zustand (Isolation) zu einem elektrisch instabilen (Einsetzen von Durchschlägen) wird ermittelt. Dieser Übergang ist von einer Vielzahl von Parametern abhängig, weswegen es auch bei genormten Messungen bereits zu höheren Abweichungen kommen kann [Küc09]. Im Wälzkontakt ist infolge der dynamischen Belastung des Kontaktes zusätzlich noch die zeitliche Änderung einzelner Parameter wie:

- elektrische Feldüberhöhungen an einzelnen Rauheitsspitzen
- zeitliche Veränderung der lokalen Konzentration von metallischen Verschleißpartikeln im Schmiermittel / Dielektrikum
- Luft bzw. Gasblasen im Schmierstoff als Folge der Kavitation im hochbelasteten EHD-Kontakt

zu berücksichtigen. Diese beeinflussen das Messergebnis zusätzlich, weswegen die hier festgestellte höhere Streuung in dieser Form auch zu erwarten war.

Unabhängig hiervon visualisiert Abbildung 5.14 die sich einstellenden Lagerspannungen bei den einzelnen Nachmessungen. So kommt es im untersuchten Betriebspunkt innerhalb der *Messung 1* zu mehreren Durchschlägen (vgl. t: 0,125 ms; 0,575 ms; 0,725 ms). Dieses Verhalten ist in der Tendenz auch bei *Messung 2* ersichtlich. Diese weist die niedrigste Durchschlagspannung der Nachmessungen bei gleichzeitiger Häufung der Spannungszusammenbrüche (vgl. t: 0,075 ms; 0,225 ms; 0,275 ms; 0,525 ms; 0,775 ms) über der Messzeit auf. Bei *Messung 3* (vgl. t: 0,675 ms) als auch *Messung 4* (vgl. t: 0,675 ms; 0,725 ms) sind diese Durchschläge weniger ausgeprägt. Auch hier zeigt sich, dass trotz der konstanten mechanischen und elektrischen Belastungen die sich einstellenden elektrischen Reaktionen am Wälzlager variieren.

Letztlich zeigen diese Messungen, dass die Wiederholbarkeit der Vermessung der Durchschlagspannung am Wälzlager mit Einschränkungen gegeben ist. So müssen die zu erwartenden Streuungen mit bei der Interpretation der Ergebnisse berücksichtigt werden. Die prinzipiellen Abhän-

gigkeiten der Durchschlagspannung am tribo-elektrischen Kontakt sind hiervon nicht betroffen. Ebenfalls sind auch die definierten fünf Zustände gemäß Abbildung 5.8 in den einzelnen Messreihen feststellbar, lediglich die Übergänge von einem in den anderen Zustand unterliegen den hier dargestellten Schwankungen.

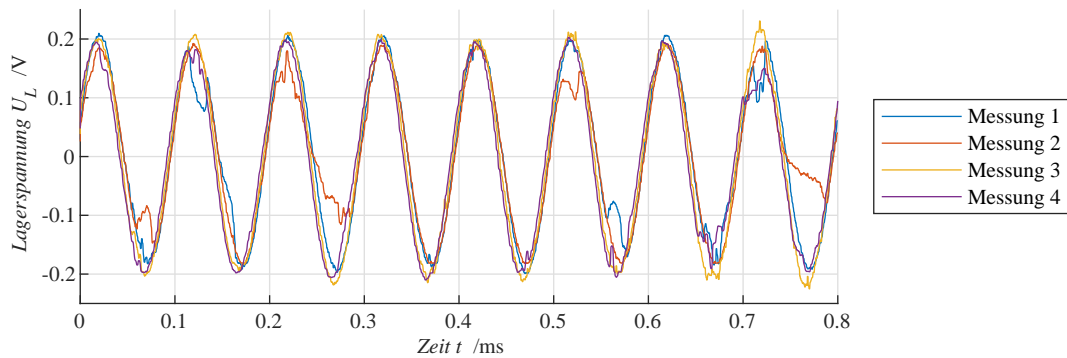


Abb. 5.14: Gegenüberstellung der Lagerspannungen zur Überprüfung der Reproduzierbarkeit zur Bestimmung der Durchschlagspannung

5.5 Zusammenfassung der Erkenntnisse zum tribo-elektrischen Wälzkontakt

Mittels der hier durchgeführten Messreihen konnte das Verhalten tribologischer Kontakte unter elektrischen Belastungen gezeigt werden. Hierbei wurden neben den mechanischen Betriebsbedingungen auch die Art der elektrischen Quelle variiert und jeweils verschiedene Aspekte des tribo-elektrischen Kontaktes vermessen. Diese waren primär das Verhalten des Widerstandes des leitfähigen Kanals bei einem kontinuierlichen Stromfluss als auch die Untersuchung des Übergangs vom isolierenden Zustand des Kontaktes hin zum Auftreten von elektrischen Durchschlägen mittels kontinuierlicher Steigerung der Wechselspannungsamplitude. Darüber hinaus wurde zur besseren Einordnung der Ergebnisse auch die Impedanz in den untersuchten Betriebszuständen vermessen.

Im Rahmen der Untersuchungen mittels der **Gleichspannungsquelle** (vgl. Abb. 4.2 a) wurden die mechanischen Randbedingungen in einem weiten Parameterfeld (vgl. Abb. 5.1) variiert und die Spannungs-Stromcharakteristik eines Wälzkontaktes bei fließenden Gleichströmen zwischen 0,1 A und 4,0 A vermessen. Als Prüfling diente hierbei ein Axiallager (Typ 51208) mit vertikaler Rotationsachse zur Gewährleistung möglichst identischer tribologischer Bedingungen an den jeweiligen Kontaktstellen.

In dieser Messreihe konnte gezeigt werden, dass sich weitestgehend unabhängig vom tribologischen Zustand ein leitfähiger Kanal in Form eines nichtlinearen Zusammenhangs zwischen Spannung und Strom einstellt. Ausgenommen hiervon waren die Messungen des Kontaktwiderstandes im Stillstand des Lagers. In diesem Zustand konnte der erwartete konstante elektrische Widerstand in Form eines proportionalen Verlaufs der Spannung über dem Strom bestätigt

werden (vgl. Abb. 5.3). Mittels Erhöhung der Kontaktkraft und einer damit einhergehenden Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen Wälzkörper und Lagerlaufbahn kommt es weiterhin zu einer Reduzierung des Kontaktwiderstandes. Ursächlich hierfür ist gemäß dem Stand der Technik die mit steigender Kontaktfläche zunehmende Anzahl an möglichen Stromdurchtrittspunkten (A-Spots). Auch zeigen die Messungen, dass das Schmiermittel im Stillstand wie eine zusätzliche Fremdschicht wirkt und zu einer Vergrößerung des Kontaktwiderstandes führt (vgl. Abb. 5.13). Ebenso illustrierten Untersuchungen in [GKS23], dass bereits die Wahl des Lieferanten des Prüflagers einen Einfluss auf den vermessenen Widerstand hat. So konnte durch die Wahl des Lagerherstellers der Kontaktwiderstand um bis zu 80 % Prozent reduziert werden. Eine mögliche Begründung könnte hier die Qualität des verwendeten Wälzlagerstahls sein. Dementgegen stehen die Versuche ab einer Drehzahl von 100 min^{-1} mit einem stromabhängigen elektrischen Widerstand. Dieser zeigt sich in Form eines nichtlinearen Verlaufs der Lagerspannung über dem eingestellten Lagerstrom gemäß Abbildung 5.4. Auf der Basis dieser Stromabhängigkeit des Widerstandes kann davon ausgegangen werden, dass zwischen den Kontaktpartnern eine Grenzschicht vorhanden ist, welche die elektrische Messung beeinflusst. Unter Berücksichtigung der tribologischen Interpretation der einzelnen Reibungszustände:

- Grenzreibung \mapsto Verzahnung der Oberflächenrauheiten
- Mischreibung \mapsto Berührung der einzelnen Rauheitsspitzen
- Vollschmierung \mapsto trennender Schmierfilm

kommen für diese elektrisch aktive Grenzschicht der zwischen den Kontaktpartnern befindliche Schmierfilm, Oxidschichten auf den metallischen Oberflächen bzw. eine Kombination aus beiden Phänomenen in Frage. Infolge der starken Abhängigkeit der sich einstellenden Lagerspannung von der Drehzahl und damit maßgeblich der Abhängigkeit von der Schmierfilmhöhe ist davon auszugehen, dass sich diese Grenzschicht überwiegend auf das Schmiermittel als auf Oxide an den Oberflächen zurückführen lässt. So führt eine steigende Drehzahl (vgl. Abb. 5.3) bzw. eine Vergrößerung der Schmierfilmhöhe generell, etwa auch durch eine Veränderung der Schmiermitteltemperatur (vgl. Abb. 5.5 und Abb. 5.6), zu einem höheren Potentialunterschied bei gleichem Lagerstrom. Aus elektrischer Sicht führt eine Veränderung der Schmierfilmhöhe (unabhängig der Variation von Drehzahl oder Schmiermitteltemperatur) zu einer Variation des Elektrodenabstandes. Demnach wird eine unterschiedlich hohe Spannung benötigt, um den bei Stromfluss entstehenden leitfähigen Kanal aufrechtzuerhalten.

Neben der Drehzahl hat auch die wirkende Axialkraft einen Einfluss auf die elektrische Kennlinie des leitfähigen Kanals. Wie Abbildung 5.1 verdeutlicht wirkt, sich die Kontaktkraft nur gering auf die Schmierfilmhöhe aus, weswegen hier andere Zusammenhänge vorliegen müssen. So beeinflusst die Kontaktkraft die Größe der im Kontakt befindlichen Fläche und den wirkenden Kontaktdruck. Hierüber werden wiederum die Eigenschaften des Zwischenstoffs, das Schmiermittel, verändert (vgl. Kapitel 6.5). So stellen sich bei den unteren drei Axiallaststufen (800 N (C_0/P 97), 1500 N (C_0/P 52), 2400 N (C_0/P 32)) abhängig von der Drehzahl die vermessenen U-I Kennlinien weitestgehend parallel zueinander ein. Im Gegensatz hierzu stehen die Ergebnisse bei vergleichsweise hohen Axiallasten (4000 N (C_0/P 19), 8000 N (C_0/P 10), 12000 N (C_0/P 7)); hier zeigt sich bei niedrigen Drehzahlen eine deutlich abgeknicktere U-I Kennlinie als bei niedrigen Lasten. Dieser Unterschied lässt sich nicht aus den berechneten Schmierfilmhöhen erklären, da diese nur geringen Veränderungen unterliegen. Ein möglicher

Erklärungsansatz könnte die mit gesteigerter Kontaktpressung erhöhte Viskosität und Dichte des Schmierstoffs sein. Hierdurch verhält sich das Schmiermittel mehr wie ein „Feststoff“, weswegen hier auch weitere Effekte auf den leitfähigen Kanal zu berücksichtigen wären (etwa *Streamer* = Durchschlag in einem Feststoff, der nicht zu einem vollen Potentialausgleich führt). Auch führt die vergrößerte Kontaktfläche dazu, dass mehr potenzielle Rauheitsspitzen in Kontakt sind und somit die Anzahl möglicher Initialpunkte für den leitfähigen Kanal steigt. Auf Basis der hier vorliegenden Untersuchungen empfiehlt es sich, zur weiteren Erforschung den Prüfaufbau weiter zu abstrahieren, um die Anzahl wechselwirkender Parameter auf ein Minimum zu reduzieren. Ein möglicher Ansatz wäre hier ein Einzelkontakt-Prüfstand.

Neben diesen Untersuchungen wurden weiterhin Parameterstudien zur Abhängigkeit des leitfähigen Kanals vom eingesetzten Schmiermittel als auch der Temperatur des Dielektrikums (vgl. Abb. 5.5) durchgeführt und vorgestellt. Hierin konnte unter Verwendung eines leitfähigeren Schmieröls *OF 7.1* (>200 nS/m) mit vergleichbarer Viskosität gezeigt werden, dass die prinzipiellen Effekte (kein ohmscher Stromübergang und Aufbau eines leitfähigen Kanals) ebenfalls auftreten. Jedoch sind die sich einstellenden Spannungen niedriger als bei dem Schmiermittel *OF 1.1* ($<0,001$ nS/m). Die Ergebnisse der Temperaturvariation zeigen die zu erwartenden Einflüsse. So kommt es bei höherem Schmierfilm infolge einer niedrigen Öltemperatur, was mit einer Steigerung der Viskosität einhergeht, zu einer entsprechend höheren Entladespannung. Bei einer Erhöhung der Öltemperatur ist der umgekehrte Effekt feststellbar.

Zur besseren Einschätzung, welche Art von leitfähigem Kanal im Wälzkontakt vorliegt, wurde exemplarisch an vier Betriebspunkten die U-I Kennlinie bei Lagerströmen im Bereich von 10^{-3} A bis 10^{-1} A vermessen (vgl. Abb. 5.6 a). Ziel dieser weiteren Variation des anliegenden Stroms, jenseits von relevanten parasitären Lagerströmen, war es, herauszufinden, ob im untersuchten Wälzkontakt unterschiedliche Entladephänomene, wie sie etwa aus der Hochspannungstechnik bekannt sind, auftreten können. Hierbei zeigte sich das Vorhandensein eines Hochpunktes in der Kennlinie des leitfähigen Kanals bei niedrigen Belastungen (800 N (C_0/P 97), 2400 N (C_0/P 32)), welcher bei hoher Last (4000 N (C_0/P 19), 12000 N (C_0/P 7)) nicht vermessen werden konnte. Dieser Hochpunkt erinnert an den Übergang zwischen Glimm- zu Lichtbogenentladungen (vgl. Abb. 2.5), wie er etwa in Edelgasen festgestellt werden kann. Ob ähnliche Effekte hier ebenfalls vorliegen, kann im Rahmen dieser Untersuchungen nicht abschließend bestätigt werden. Unabhängig hiervon wurden in diesem Lagerstrombereich die Temperaturabhängigkeit an einem Betriebspunkt (vgl. Abb. 5.6 b) und die Schmiermittelabhängigkeit an zwei Laststufen (vgl. Abb. 5.6 c) untersucht. Hierbei zeigte sich zum einen, dass über eine Temperaturvariation die sich einstellende Spannungs-Strom Kennlinie massiv beeinflusst werden konnte. Hier kam es bei der niedrigsten Schmiermitteltemperatur respektive der höchsten Viskosität zu der Ausbildung eines ausgeprägten Lagerspannungsplateaus bei niedrigen Lagerströmen. Ob es in diesem Betriebspunkt zu Dunkel- bzw. Corona-Entladungen kommt, kann im Rahmen der vorhandenen messtechnischen Möglichkeiten nicht geklärt werden.

Gerade der Vergleich der sich einstellenden Impedanzen je Betriebspunkt zu den vermessenen Kontaktwiderständen zeigt, dass der Kontaktwiderstand im Wälzlager bei Stromfluss nicht aus der sich einstellenden Kontaktfläche im Wälzlager bestimmt werden kann. Notwendig ist demnach eine Einschätzung der Stromabhängigkeit des Widerstandes an den jeweiligen Betriebspunkten in Kombination mit dem verwendeten Dielektrikum. Demnach ist eine reine

Impedanzbetrachtung nicht ausreichend, um den tribo-elektrischen Kontakt in angemessener Form zu beschreiben. Hierzu wurde eine Ingenieurformel abgeleitet, die den elektrischen Widerstand des leitfähigen Kanals in Abhängigkeit von der Schmierfilmhöhe und dem fließenden Strom beschreibt (vgl. Anlage 9.4). Diese erlaubt, mit ausreichender Näherung den Entlade-widerstand an einem Kontakt zu approximieren. Infolge der Parameterstudie mit leitfähigem Schmiermittel und den nur geringen Veränderungen im elektrischen Widerstand kann davon ausgegangen werden, dass diese Näherung auch hier anwendbar ist.

Zur weiteren Untersuchung des Verhaltens des tribo-elektrischen Kontaktes wurde dieser mit unterschiedlichen **Wechselspannungen** beaufschlagt. So konnten innerhalb einer ersten Messreihe fünf Zustände identifiziert werden, wie sich die Lagerspannungen und Lagerströme bei einer aufgeprägten Wechselspannung verhalten (vgl. Abb. 5.8). Hierbei konnte die Quellenspannung auch so weit erhöht werden, dass die Lagerspannung und der Lagerstrom vollständig in Phase waren und ein konstanter leitfähiger Kanal mit Wechselspannung etabliert wurde. Aufgrund der Reproduzierbarkeit dieses Verhaltens auch an unterschiedlichen Betriebspunkten (vgl. Abb. 5.7) ist nicht davon auszugehen, dass die anliegende Spannung den tribologischen Zustand verändert und die Phasengleichheit aus einem metallischen Kontakt kommt. Diese auftretenden Teilentladungen und Entladungen konnten auch bei automatisierten Impedanzmessungen mittels kommerzieller Messgeräte beobachtet werden, was die Interpretation von Impedanzmessungen am Wälzkontakt erschwert.

Als Auslösespannung bzw. Durchschlagspannung für den Entladungsschalter $S_{Entladung}$ wurde im Rahmen dieser Arbeit der Übergang aus dem isolierenden Zustand des Wälzkontaktes zum Auftreten erster Teilentladungen definiert (*Zustand 1* zu *2* gemäß Abb. 5.8). Hierauf aufbauend wurden systematisch an unterschiedlichen mechanischen Betriebspunkten diese Übergänge bestimmt und in Form von Kennlinien in Abbildung 5.9 zusammengefasst. Hierbei bestätigten sich die aus dem Stand der Technik bekannten Abhängigkeiten der Durchschlagspannung. So führt eine Vergrößerung des Elektrodenabstandes, im Wälzkontakt durch eine Steigerung der Schmierfilmhöhe umgesetzt, zu einer steigenden Durchschlagspannung. Weiterhin zeigt sich auch ein proportionaler Zusammenhang zwischen der Wechselspannungsfrequenz und der Höhe der einsetzenden Durchschlagspannung. Unabhängig dieser Adaptierung von Erkenntnissen auf den Wälzkontakt zeigt sich jedoch eine deutliche Abhängigkeit der Höhe der Durchschlagspannung von der Kontaktkraft. Hier kommt es mit steigender Kraft und einhergehender Kontaktdruckerhöhung und Vergrößerung der Kontaktfläche zu einem deutlichen Absinken der Durchschlagspannung unterhalb des einstellbaren Bereichs der Spannungsquelle. Unabhängig hiervon zeigen die Gleichstrommessungen an diesen Betriebspunkten, dass ein leitfähiger Kanal vorhanden sein muss, zu dem auch eine entsprechende Durchschlagspannung gehört.

Weiterhin wurde auch in dieser Messreihe eine Parameterstudie zur Temperaturabhängigkeit durchgeführt (vgl. Abb. 5.11). Hier kommt es zu einer starken Reduzierung der Durchschlagspannung bei Temperaturerhöhung (80 °C). Bei einer signifikanten Verringerung der Schmiermitteltemperatur auf 20 °C steigt die Durchschlagspannung jedoch nur moderat an. Es ist davon auszugehen, dass sich die Veränderungen in der Schmiermittelhöhe als auch die Abhängigkeit der Durchschlagfestigkeit von der Temperatur gegenseitig beeinflussen, weswegen keine klare Trennung der beiden Parameter voneinander möglich ist.





Zusätzlich zu der hier erfolgten Zusammenfassung sind für die untersuchten elektrischen Komponenten des tribo-elektrischen Kontaktes die wesentlichen Punkte in Tabelle 6.1 komprimiert dargestellt. Hierdurch soll die Anwendbarkeit der hier erfolgten Untersuchungen nochmals erhöht werden und die Identifizierung weiterer Fragestellungen erleichtert werden.

Weiterhin wurde auch die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse für die *Gleichstrom-* als auch die *Wechselspannungsmessung* überprüft. Hierbei ließ sich die Charakteristik des leitfähigen Kanals mit nur geringen Streuungen mehrfach vermessen (vgl. Abb. 5.13). Auf dieser Basis kann auch davon ausgegangen werden, dass die Vermessung des Entladewiderstandes an der entwickelten Prüfapparatur und dem definierten Messablauf geeignet für diese Untersuchungen ist. Bei den Durchschlagspannungen kam es im Vergleich zur Gleichstrommessung zu größeren Abweichungen. Diese sind aus der Art der Messung begründet und auch in den entsprechenden Normen zur Messung der Durchschlagfestigkeit berücksichtigt. Trotzdem ist auch hier die Wiederholbarkeit gegeben und einzelne Forschungsfragen können an diesem Messaufbau weiter verfolgt und untersucht werden.

Zum Ende dieses Kapitels sei angemerkt, dass zur weiteren Aufbereitung der hier vorliegenden Ergebnisse und zur besseren Trennung einzelner Einflussfaktoren ein abstrahierter Prüfaufbau zur Untersuchung des tribo- elektrischen Kontaktes als ratsam erscheint. Hierbei sollten insbesondere die Randbedingungen wie die Temperatur des Dielektrikums, der Abstand der Elektroden, der wirkende Druck als auch Elektrodenform und Material unabhängig voneinander variiert und angepasst werden können. Auch erscheint eine weitere Reduzierung der Kontaktpunkte als mögliches weiteres Potenzial. Die hieraus abgeleiteten weiterführenden Forschungsfragen sind in Kapitel 8 gebündelt zusammengefasst.

Auf diesen Ergebnissen aufbauend untersucht das nachfolgende Kapitel mittels Dauerversuchen den tribologischen Zustand der Mischreibung. Das betrifft auch die Analyse, wie die dort stattfindenden Stromdurchgänge zu einer Schädigung des Wälzlagers führen. Ebenfalls wird hierzu in einer Temperaturvariation der Einfluss unterschiedlicher Entladungsarten auf die Schädigung untersucht.

Tab. 5.1: Übersicht und Modellierungshinweise der untersuchten Schaltelemente des tribo-elektrischen Kontaktes

Komponente	Symbol	Zusammenfassung der Erkenntnisse
<i>Entladeschalter</i>		<ul style="list-style-type: none"> ⇒ Die Durchschlagspannung wird durch die Kontaktkraft antiproportional beeinflusst ⇒ Durch Vergrößerung der Schmierfilmhöhe ist ein größerer Potentialunterschied für den Durchschlag nötig ⇒ Neben den mechanischen Randbedingungen und der Höhe der Spannungsamplitude ist die Durchschlagspannung auch von der Frequenz der Wechselspannung abhängig ⇒ Einzelne Impedanzmessgeräte können bereits Durchschläge auslösen; hierdurch sind Fehlinterpretationen der Ergebnisse möglich
<i>Entladewiderstand</i>		<ul style="list-style-type: none"> ⇒ Unabhängig vom tribologischen Zustand stellt sich ein leitfähiger Kanal im tribo-elektrischen Wälzkontakt ein ⇒ Dieser zeigt ein ähnliches Verhalten wie Entladungen in Edelgasen ⇒ Der vermessene Widerstand (Näherungsformel siehe Anlage 9.4) zeigt eine ausgeprägte Abhängigkeit des fließenden Lagerstroms ⇒ Mechanisch kann dieser primär über die Schmierfilmhöhe (Drehzahl und Temperatur) beeinflusst werden ⇒ Eine sekundäre bzw. geringe Beeinflussung erfolgt über die Kontaktkraft (Wechselwirkung zur Veränderung der rheologischen Parameter infolge des Drucks vermutet) ⇒ Bei Auftreten einer Entladung wird der Widerstand nur gering vom eingesetzten Schmiermittel beeinflusst
<i>Kontaktschalter</i>		<ul style="list-style-type: none"> ⇒ nur im Stillstand geschlossen ⇒ Frittingphänomene können beobachtet werden <p><i>Anmerkung:</i> Drehzahlen zwischen 0 min^{-1} und 100 min^{-1} wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht</p>
<i>Kontaktwiderstand</i>		<ul style="list-style-type: none"> ⇒ Eine Erhöhung der Kontaktkraft führt zu einer Reduzierung des Widerstands ⇒ Die Benetzung der Kontaktflächen mit Schmierstoff hat einen signifikanten Einfluss auf den gemessenen Widerstand (mögliche Veränderungen dieses Fremdschichtwiderstands über der Zeit wurden nicht überprüft) ⇒ Das Schmiermittel erhöht die Streuung der Messergebnisse bei Stillstandsmessungen ⇒ Der vermessene Kontaktwiderstand hängt auch von der Wahl des Herstellers des Prüflagers ab (vgl. [GKS23])

6 Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von parasitären Lagerströmen

Auf den Ergebnissen zum Verhalten des tribologisch-elektrischen Kontaktes aufbauend, stehen nachfolgend die Auswirkungen der parasitären Lagerströme im Fokus der Untersuchungen. Hierzu werden Versuche mit unterschiedlichen mechanischen und elektrischen Randbedingungen definiert. Dokumentierte Dauerversuche aus vorangegangenen Arbeiten (wie: [Mue04],[Zik10],[Rad16], [Gem17], [Tis17], [Bec20], [Wei21]) fokussieren weitestgehend auf dem tribologischen Zustand der Vollschmierung. Im Gegensatz zu diesen bekannten Arbeiten, werden im Rahmen dieser Arbeit Versuche bei gezielter Einstellung von Mischreibungsbedingungen vorgestellt. Diese dienen dazu, den in der Zielsetzung formulierten zweiten Teil der Fragestellung:

» Welche Auswirkungen können bei parasitärem Stromfluss im Wälzkontakt bei Mischreibung beobachtet werden?«

experimentell zu untersuchen. Hierzu werden zwölf (+ ein Wiederholversuch) Dauerversuche mit gezielter Parametervariation durchgeführt, um verschiedene Einflüsse zu untersuchen und grundlegende Erkenntnisse über die auftretenden Auswirkungen zu generieren. Weiterhin werden die Auswirkungen mittels umfangreicher messtechnisch erfasster Parameter ausgewertet und dokumentiert. Ausgewertete Parameter, welche eine eher geringe Sensibilität auf die elektrisch-mechanische Beanspruchung aufweisen, werden der Lesbarkeit halber in der Anlage aufgeführt und an entsprechender Stelle referenziert. Weiterhin werden die unterschiedlichen vorhandenen Dimensionierungskennwerte (Lagerstromdichte, Lagerscheinleistung und Lagerstress) für die einzelnen Versuche ausgewertet und auf ihre Anwendbarkeit und Aussagekraft im Mischreibungszustand untersucht. Ursächlich hierfür ist, dass die Gültigkeit der bekannten Belastungskennwerte bisher ausschließlich bei niedrigeren C_0 zu P Verhältnissen ermittelt wurde, bei denen vermehrt EDM-Durchschläge zu beobachten sind, welche jedoch bei einem Betrieb in Mischreibung nicht auftreten.

Die hier gemachten Untersuchungen beziehen die Ergebnisse der Veröffentlichungen [GS20a], [GS20b], [GS21], [KHG22], [GCK22a] und [GCK22b] bei der Interpretation und Analyse mit ein.

6.1 Versuchsbeschreibung und Randbedingungen

Die nachfolgenden Versuche werden ebenfalls an dem in Kapitel 4 beschriebenen Versuchsaufbau durchgeführt. Im Gegensatz zu den Charakterisierungsversuchen in Kapitel 5 wird hier jedoch eine konstante Belastung über der Versuchsdauer aufgeprägt und die langzeitlichen Auswirkungen dieser Belastungen auf den Prüfling (*Axiallager 51208* und *Schmieröl OF 1.1*) werden untersucht. In Abbildung 6.1 ist exemplarisch der prinzipielle Versuchsablauf inklusive der aufgenommenen Messgrößen dargestellt.

So werden zu Beginn die Oberflächen der Laufbahnen der Axiallager mit Hilfe eines Konfokalmikroskops vermessen sowie mittels einer Feinmesswaage die Gewichte der einzelnen Bauteile (stehender Ring, rotierender Ring und Käfig inkl. Wälzkörper) erfasst. Um vergleichbare Bedingungen für alle Versuche zu schaffen, ist dem eigentlichen Versuch eine für alle Prüflinge identische mechanische Einlaufphase vorgeschaltet. Innerhalb dieser kommt es zu einem ersten Einglätten der Rauheitsspitzen der Laufbahnoberflächen und es stellt sich ein konstantes mechanisch-elektrisches Verhalten ein [GCB19], [Bec20], [GS21], [GCK22b]. Als Betriebsbedingungen haben sich hierbei eine Betriebszeit von 16 h, eine Axiallast von 2400 N und eine Drehzahl von 1000 min^{-1} bewährt. Das eingesetzte Schmiermittel wird weiterhin auf 40 °C temperiert und entspricht dem gleichen Typ, welcher auch in der Belastungsphase eingesetzt wird. Eine elektrische Belastung erfolgt innerhalb des Einlaufs nicht. Nach der abgeschlossenen Einlaufphase

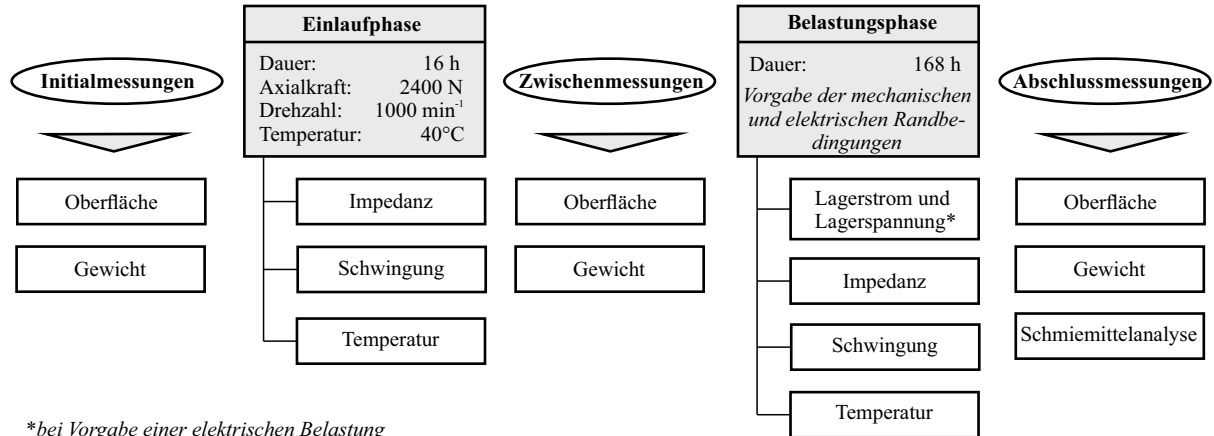


Abb. 6.1: Schematische Darstellung des Versuchsablaufs der Dauerversuche mit Angabe der einzelnen Messgrößen

werden im Rahmen einer Zwischenmessung die Lagerlauflächen erneut vermessen und die Komponenten ein weiteres Mal gewogen; anschließend werden die in dieser Phase stattgefundenen Veränderungen dokumentiert. Auf diese vorbereitenden Schritte erfolgt der eigentliche Prüflauf mit einer Dauer von 168 h. Hierzu wird vorab die Prüfzelle gereinigt als auch der eingelaufene Prüfling mit frischem Schmieröl beaufschlagt. Weiterhin werden die Randbedingungen der einzelnen Prüfläufe appliziert. Diese Randbedingungen sind gemeinsam mit der Bezeichnung der einzelnen Versuche in Tabelle 6.1 aufgeführt.

Nach dem Abschluss der Belastungsphase wird die Prüfzelle demontiert und das belastete Schmiermittel für eine weitergehende Ölanalyse (vgl. Kapitel 6.5) abgefüllt. Darüber hinaus

werden die Lager ein letztes Mal vermessen und gewogen. Während der Einlaufphase und der Belastungsphase werden die Impedanz, die Schwingungsamplitude und die Temperaturverteilung in der Prü fzelle gemessen. Weiterhin werden bei zusätzlicher elektrischer Belastung die sich einstellenden Lagerströme und Lagerspannungen aufgenommen.

Tab. 6.1: An der Prü feinrichtung vorgegebene Randbedingungen

Bezeichnung	Kraft in N	Drehzahl in min^{-1}	Temperatur in $^{\circ}\text{C}$	Quellenspannung (pk to pk) in V	Schaltfrequenz in kHz
<i>A-m1</i>	4000	1000	40	-	-
<i>A-m2</i>			80		
<i>A-e1</i>	4000	1000	40	60	20
<i>A-e2</i>			40	40	
<i>A-e3*</i>			40	20	
<i>A-e4</i>			80	60	
<i>B-m1</i>	6000	1000	40	-	-
<i>B-e1</i>			40		
<i>B-e2</i>	6000	1000	40	60	5
<i>B-e3</i>			80	20	
<i>C-m1</i>	8000	1000	40	-	-
<i>C-e1</i>			40		

*inkl. Wiederholversuch mit -a
bzw -b bezeichnet

Durch die Wahl der Prüfparameter gemäß Tabelle 6.1 sollen der Einfluss verschiedener Größen und ihre Auswirkungen auf den Prüfling mit möglichst wenig Versuchen festgestellt werden. Weiterhin sollen die aus der Literatur bekannten Ergebnisse aus Dauerversuchen bei der Wahl der Betriebsbedingungen mitberücksichtigt werden. So liegen bisher vornehmlich Versuche bei niedrigen Belastungsverhältnissen der Wälzlager ($C_0/P \leq 32$) vor. Demnach wurden die für diese Versuchsreihe applizierten mechanischen Lastpunkte so gewählt, dass sich höhere Belastungszustände im Wälzkontakt einstellen. Hierzu wurden die folgenden drei primären Versuchsreihen definiert:

- *Versuchsreihe A* - Axialkraft 4000 N (C_0/P 19)
- *Versuchsreihe B* - Axialkraft 6000 N (C_0/P 13)
- *Versuchsreihe C* - Axialkraft 8000 N (C_0/P 10)

Die Betriebsdrehzahl betrug bei jedem Versuch 1000 min^{-1} bei zum Teil unterschiedlichen Schmiermitteltemperaturen (40°C und 80°C). Als Folge dieser mechanischen Betriebsbedingungen stellen sich rechnerisch die in Tabelle 6.2 aufgeführten Belastungen und Schmierfilmhöhen im tribologischen Kontakt ein.

Um die elektrischen Veränderungen von normalen, rein mechanischen Veränderungen unterscheiden zu können, werden bei jeder Versuchsreihe mechanische Referenzversuche durchgeführt. Diese dienen als Basis zur Beurteilung und Interpretation der kombinierten mechanischen und elektrischen Belastungen. Auf dieser Referenz aufbauend wird jede Versuchsreihe mit der

elektrischen Peak-to-Peak Spannung von 60 V (entspricht der um den BVR reduzierten Zwischenkreisspannung) bei 20 kHz Schaltfrequenz belastet. Dieser Basisversuch soll Rückschlüsse auf das Zusammenwirken von mechanischer Belastung, Schmierfilmhöhe und der elektrischen Belastungsparameter im Bezug auf die Veränderungen an den Wälzlagerbauteilen und dem Schmierstoff ermöglichen.

Versuchsreihe-A (4000 N / C_0/P 19) erfährt anschließend eine Spannungsvariation von 40 V bzw. 20 V Gleichtaktspannung am Lager. Ziel ist es hierbei die Auswirkungen der Spannungsamplitude auf die Oberflächenveränderung zu untersuchen. Weiterhin wird in dieser Versuchsreihe auch der Einfluss der Schmiermitteltemperatur untersucht. Durch die Erhöhung der Temperatur kommt es zum einen zu einem Absinken der Durchschlagspannung als auch zu einer starken Reduzierung des Schmierfilms. Beide Effekte führen dazu, dass es bei einer niedrigeren Spannungsamplitude zu einem Stromübergang im Kontakt kommt. Auch bei erhöhter Temperatur wird im Rahmen dieser Versuchsreihe ein mechanischer Referenzversuch durchgeführt. Um die Reproduzierbarkeit der Versuche zu überprüfen, wird die Versuchskonfiguration *A-e3* bei gleichen Bedingungen wiederholt (*A-e3-a* / *A-e3-b*).

Versuchsreihe-B (6000 N / C_0/P 13) wird ebenfalls mit erhöhter Schmiermitteltemperatur durchgeführt, um die Wechselwirkung durch die Vergrößerung der hertzischen Kontaktfläche mit der damit sinkenden Lagerstromdichte (bei identischer am Lager anliegender Quellenspannung) zu untersuchen. Weiterhin wird zusätzlich ein Versuch mit verminderter Taktfrequenz von 5 kHz durchgeführt und festgestellt, ob ein Zusammenhang mit dem Grad der beobachteten Veränderungen besteht.

Versuchsreihe-C (8000 N / C_0/P 10) soll den Einfluss weiter erhöhter Kontaktpressungen aufzeigen. Eine weitere Variation findet innerhalb dieser Versuchsreihe nicht statt.

In Tabelle 6.2 sind für die einzelnen Versuchsreihen mechanische Kenngrößen zur Interpretation der Belastungen im Wälzkontakt zusammengefasst.

Tab. 6.2: An der Prüfeinrichtung sich einstellende mechanische Bedingungen

Parameter	Einheit	<i>Versuchsreihe-A</i>	<i>Versuchsreihe-B</i>	<i>Versuchsreihe-C</i>
<i>Kontaktkraft</i>	N	4000	6000	8000
<i>C₀ zu P Verhältnis</i>	-	19	13	10
<i>hertzische Pressung (max)</i>	MPa	1494	1710	1883
<i>Einzelkontaktfläche</i>	mm ²	0,27	0,35	0,43
<i>zentrale</i>	μm	0,79 @40 °C	0,76 @40 °C	0,72 @40 °C
<i>Schmierfilmhöhe</i>		0,22 @80 °C	0,21 @80 °C	-
<i>spezifische</i>		1,23 @40 °C	1,19 @40 °C	1,13 @40 °C
<i>Schmierfilmhöhe</i>	-	0,34 @80 °C	0,33 @80 °C	-

Aufgrund der beobachteten Wechselwirkungen zwischen der elektrischen Belastung und der sich einstellenden Impedanz (vgl. Kapitel 5.3.3 sowie [KGH23]) wird diese Messgröße zwar erfasst, jedoch werden die Ergebnisse nicht als primär entscheidend für die Interpretation des Versuchs eingestuft. Unabhängig hiervon sind die Ergebnisse der Impedanzen über der Versuchszeit in der Anlage 9.7 aufgeführt. Weiterhin sind die einzelnen Gewichte der Initial-, Zwischen- und

Abschlussmessung ebenfalls nicht im Hauptteil der Arbeit aufgeführt, sondern in Anlage 9.8 gelistet. Auf die Ergebnisse dieser Messgrößen wird jedoch in der Zusammenfassung der Dauerversuche (Kapitel 6.7) mit eingegangen.

6.2 Verhalten der elektrischen Belastung über der Versuchszeit

Die Protokollierung und Auswertung der sich einstellenden Lagerspannungen und Lagerströme stellt ein zentrales Werkzeug bei der Abschätzung der zu erwartenden Oberflächenveränderung beziehungsweise der Prognose eventuell auftretender Schädigungen dar. Weiterhin kann mittels dieser Messungen auch auf die Art des fließenden Stroms (*EDM- / Rotor-Erd- oder Zirkularstrom*) zurückgeschlossen werden. Ebenso kann durch die Wechselwirkung von Schmierfilmhöhe, Lagerspannung und Art der Stromleitung durch das Lager der aktuelle Zustand des Lagers überprüft werden.

Einen ersten Überblick über die prinzipielle Höhe und den zeitlichen Verlauf der sich auf Basis der applizierten Quellenspannungen (*Common-Mode-Spannung um BVR reduziert*) einstellenden Lagerströme und Spannungssignale gibt Abbildung 6.2. Die Messungen wurden zu Versuchsbeginn aufgezeichnet; zu diesem Zeitpunkt waren bei allen Versuchen ohmsche Ströme vorherrschend. Trotz variierender Schmierpalthöhe durch unterschiedliche axiale Lasten und Schmiermitteltemperaturen werden bei 60 V_(pk to pk) Quellenspannung (vgl. Abb. 6.2 a) vergleichbare Maxima bei den Strom- und Spannungsimpulsen erreicht. Bei Verringerung der Zwischenkreisspannung sinken die sich einstellenden Lagerströme und -spannungen, wie in Abbildung 6.2 b und c gezeigt, in einem ähnlichen Verhältnis ab. Weiterhin ist in Abbildungsteil d die Auswirkung der geringeren Schaltfrequenz, wie sie in Versuch *B-e2* aufgeprägt wurde, erkennbar.

Während der Dauerversuche mit elektrischer Belastung wird stündlich eine Messung der Lagerströme und Lagerspannungen für 0,02 s mit einer Abtastrate von 100 MS/s (entspricht 2×10^6 Datenpunkten) durchgeführt. Hierbei werden bei der überwiegend verwendeten Schaltfrequenz von 20 kHz etwa 2400 Schaltflanken aufgezeichnet (5 kHz \mapsto 600 Schaltflanken). Im Rahmen einer weiterführenden Auswertung werden aus diesen stündlichen Messungen die *stromfließenden Ereignisse* detektiert. Als stromfließende Ereignisse werden im Sinne dieser Arbeit alle elektrischen Effekte definiert welche einen parasitären Stromfluss über den tribologischen Kontakt auslösen. Hierdurch können die einzelnen auftretenden Stromarten (EDM, Rotor-Erd, Zirkular) gemeinsam betrachtet werden. Aus diesen einzelnen stromfließenden Ereignissen werden dann etwa die mittlere scheinbare Lagerstromdichte und die mittlere Lagerscheinleistung je Stunde bestimmt. Diese beiden Kenngrößen sind für die einzelnen Versuchsreihen in Abbildung 6.3 während der Belastungsphase dargestellt. Hierauf aufbauend kann eine erste Interpretation der sich einstellenden elektrischen Lagerbelastungen getroffen und die Änderungen über der Bestromungszeit können detektiert werden.

Die Ergebnisse der *Versuchsreihe-A* (vgl. Abb. 6.3 a) zeigen den zu erwartenden Einfluss der Amplitude der Quellenspannung auf die sich einstellenden Belastungskennwerte. Weiterhin weisen die Versuche *A-e1* und *A-e2* ein nahezu konstantes Verhalten von scheinbarer Lagerstromdichte und Lagerscheinleistung über der Versuchszeit auf. Unabhängig hiervon zeigen sich

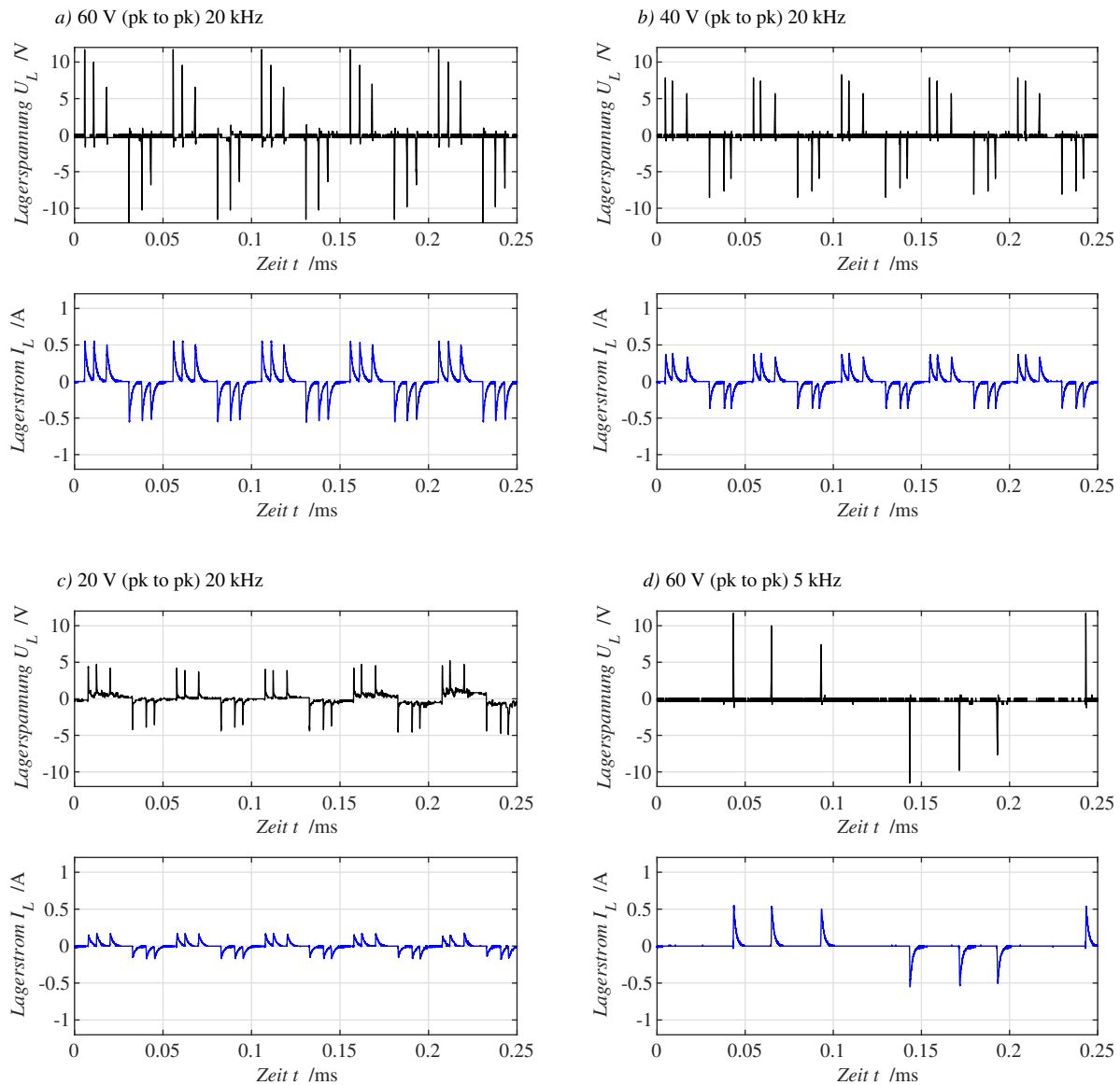


Abb. 6.2: Oszillographische Aufnahme der sich einstellenden Lagerspannungen und Lagerströme für unterschiedliche exemplarische Quellenspannungen mit dazugehöriger Schaltfrequenz

bei *A-e1* weiterhin ab einer Laufzeit von etwa 72 h ein leichter Anstieg des Belastungslevels als auch eine Zunahme der Streuung. Dieser Effekt ist gerade bei der Lagerscheinleistung deutlicher hervortretend, als etwa bei der mittleren Lagerstromdichte. Die Versuche mit identischer Belastung (*A-e3-a* und *A-e3-b*) zeigen die Wiederholbarkeit der Bestromung über der Versuchszeit bei einem vergleichbaren Belastungslevel. Darüber hinaus weisen beide Versuche eine kurze isolierende Phase (*A-e3-a* \mapsto 30 h / *A-e3-b* \mapsto 48 h) auf, wonach die Belastungsgrößen bis zum Ende des Versuchs fast deckungsgleich verlaufen. Der Versuch *A-e4* wurde innerhalb dieser Versuchsreihe mit einer erhöhten Schmiermitteltemperatur von 80 °C, jedoch mit einer zu *A-e1* vergleichbaren Quellenspannung von 60 V (pk to pk), durchgeführt. Dies bestätigt sich auch im tendenziellen Verlauf der Belastungsgrößen gemäß Abbildung 6.3 a. Jedoch kommt

es nach etwa 120 h in beiden Kennwerten dieses Versuchs zu einem sprunghaften Absinken der mittleren Belastungsgröße. Rückschlüsse darüber, was dieses Absinken verursacht hat, sind aus den Messdaten nicht ersichtlich. Die *Versuchsreihe-B* ist gemeinsam mit dem elektrischen Versuch der *Versuchsreihe-C* in Abbildung 6.3 b dargestellt. Für *Versuchsreihe-B* sind trotz identischer Amplitudenhöhe der Quellenspannung deutlichere Unterschiede in der sich einstellenden scheinbaren Lagerstromdichte und Lagerscheinleistung als etwa in der *Versuchsreihe-A* feststellbar. Jedoch ist dieser Unterschied in der elektrischen Belastung zumindest in dieser Art der Auswertung weiterhin als gering einzustufen. Sowohl der Versuch *B-e1* als auch der Versuch *C-e1* streuen zu Beginn der Versuche stärker. Diese Streuung verringert sich nach einer Versuchsdauer von etwa 72 h. Auch diese Änderung ist wie in *Versuchsreihe-A* in den Diagrammen der mittleren Lagerscheinleistung durch die ausgeprägteren Gradienten deutlicher zu erkennen. Anzumerken ist weiterhin, dass bei Versuch *B-e1* ab 158 h keine elektrische Belastung mehr erfolgte. Ursächlich hierfür war ein einmaliger Ausfall der Spannungsquelle. Die weiteren Versuche der *Versuchsreihe-B*, welche mit verminderter Schaltfrequenz (*B-e2*) und erhöhter Schmiermitteltemperatur (*B-e3*) durchgeführt wurden, zeigen eine nahezu konstante elektrische Beanspruchung über der Versuchszeit und sind unauffällig. Im Vergleich der Versuchsreihen untereinander ist anzumerken, dass sich die Lastniveaus der elektrischen Bemessungskenngrößen unterscheiden. So sind aufgrund des fehlenden Bezugs zu einer mechanischen Belastungsgröße die mittleren Lagerscheinleistungen bei identischer Quellenspannung in einem ähnlichen Bereich (bei $60 \text{ V}_{(\text{pk to pk})}$ etwa 4 VA). Unter Verwendung der Lagerstromdichte sind die elektrischen Belastungsniveaus abhängig von der sich einstellenden hertzischen Kontaktfläche, weswegen bei identischer Quellenspannung die *Versuchsreihe-A* am höchsten und die *Versuchsreihe-C* am niedrigsten belastet ist. Die Betriebspunkte wurden hierbei so gewählt, dass der Versuch *A-e2* mit einer zu den *Versuchsreihen-B* und *-C* vergleichbaren scheinbaren Lagerstromdichte durchgeführt wurde. Das erlaubt die direkte Gegenüberstellung der Bemessungskennwerte und erleichtert die Analyse der Wechselwirkungen zu den weiteren aufgenommenen Messgrößen. Weiterhin können die sich einstellenden elektrischen Belastungen mit den Grenzwerten der Dimensionierungsgrößen verglichen werden. Demnach zeigt sich, dass über alle Versuche die scheinbare Lagerstromdichte und die Lagerscheinleistung in einem unkritischen Bereich liegen. Unter Anwendung der scheinbaren Lagerstromdichte liegen die durchgeführten Versuche von ihrer elektrischen Belastung her teils im Übergangsbereich zwischen 0,1 und 0,3 A/mm². Aufgrund der vergleichsweise geringen Belastungszeit kann hier von einem unkritischen Zustand ausgegangen werden. Bei Berücksichtigung der Grenzwerte der mittleren Lagerscheinleistung besteht ein Sicherheitsfaktor von 5 zum unteren Grenzwert von 20 VA. Demnach ist auf der Basis der Ergebnisse, wie sie in Abbildung 6.3 dargestellt sind, nicht von einer signifikanten Schädigung der Oberflächen oder des Schmiermittels auszugehen.

Weitergehende Untersuchungen zu auftretenden Laufbahnveränderungen in Axiallagern unter elektrischer Belastung zeigen jedoch, dass es bereits bei niedrigeren elektrischen Belastungen als bei den bisher bekannten Grenzwerten zu einer Beeinflussung und Veränderung der Wälzlagerlaufbahnen kommen kann [GS21], [KHG22], [GCK22b]. Der mikro- und makroskopischen Schadensauswertung (Kapitel 6.3) der hier durchgeführten Versuche vorgreifend, treten auch hier elektrische Schäden trotz der Einhaltung der Grenzwerte auf. Diesen Umstand beachtend wurde im Rahmen dieser Arbeit eine weitergehende Auswertung entwickelt, welche auch die

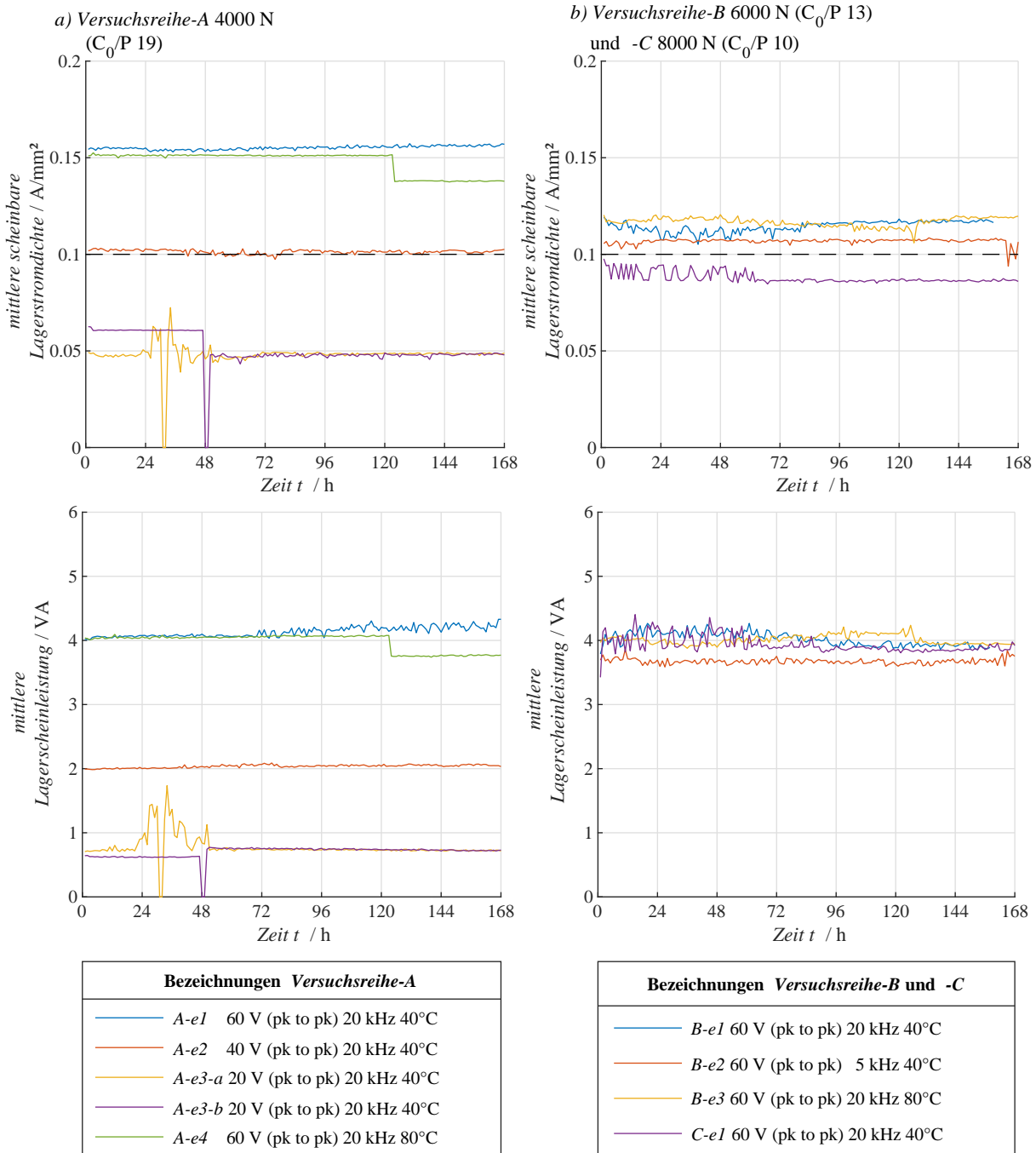


Abb. 6.3: Zeitverläufe der elektrischen Lagerbemessungsgrößen mittlere scheinbare Lagerstromdichte und mittleren Lagerscheinleistung für die einzelnen Versuchsreihen mit Darstellung der kritischen Belastungsgrößen im Messbereich (0,1 A/mm²)

Verteilung, spricht die Häufigkeit der stromfließenden Ereignisse mitberücksichtigt und zeitlich auflöst. Dies erlaubt eine parallele Analyse der elektrischen Belastung unabhängig von der Art des Lagerstroms. Demnach können gleichzeitig ohmsche Ströme / Rotor-Erd-Ströme und EDM-Ströme betrachtet werden, ohne dass deren Einfluss infolge einer Mittelwertbildung oder Maximalwertbetrachtung unberücksichtigt bleibt. Auch ist die Berücksichtigung von

Zirkularströmen tendenziell möglich, innerhalb dieser Arbeit jedoch nicht relevant, da diese Lagerstromart infolge des Versuchsaufbaus mit einer synthetischen Bestromungseinheit nicht auftreten kann.

In Abbildung 6.4 ist die beschriebene Häufigkeitsverteilung der auftretenden elektrischen Belastungen über der Versuchszeit für alle bestromten Versuche dargestellt. Als Indikator für die elektrische Belastung wird in dieser Darstellung die Lagerscheinleistung verwendet, eine Übertragung auf die scheinbare Lagerstromdichte ist unabhängig der hier durchgeführten Auswertung jedoch auch möglich.

Zur Entwicklung des Diagramms wird zunächst aus den gemessenen Lagerspannungen und Lagerströmen die Lagerscheinleistung berechnet. Hier zeigt sich, dass die Häufigkeitsverteilung der Lagerscheinleistung nicht normalverteilt ist, sondern einer Exponentialverteilung entspricht (vgl. hierzu auch Abb. 6.5). Dieser Umstand ist zwingend bei der Interpretation von statistischen Kenngrößen wie Mittelwerten, Standardabweichungen, Minimal- und Maximalwerten zu berücksichtigen. Einen ersten Hinweis hierauf liefern bereits die Oszillographen der Einzelpulse in Abbildung 6.2 sowie die noch folgende statistische Auswertung der Ereignisse über der Versuchszeit in Abbildung 6.5. Hierauf aufbauend erfolgt eine Einteilung der auftretenden Lagerscheinleistung in einzelne Bereiche bzw. Klassen. Für jede dieser Klassen wird die Häufigkeit des Auftretens der in ihren Grenzen liegenden Lagerscheinleistungen bestimmt und der prozentuale Anteil an der Gesamtmessung berechnet. Hierbei ist anzumerken, dass die Klassen entgegen dem Vorgehen bei normalverteilten Daten, bei denen meist eine gleichmäßige Klassenbreite verwendet wird, als Folge der exponentiellen Verteilung ebenfalls exponential angeordnet sind. Dies führt dazu, dass die Klassen bei hohen Lagerscheinleistungen gröber werden und selten auftretende Ereignisse zusammengefasst werden und so leichter darzustellen sind. Weiterhin ist anzumerken, dass extrem seltene Ereignisse, welche mit einer Häufigkeit von unter 10^{-4} % je Messung auftreten, vernachlässigt und sehr geringe Lagerscheinleistungen unter 1 VA der Übersichtlichkeit halber nicht dargestellt werden.

Auf der sekundären Y-Achse ist in Abbildung 6.4 die Integration der Lagerscheinleistung, hochgerechnet auf eine Stunde, dargestellt. Diese Größe entspricht physikalisch einer Energie und wird im weiteren Verlauf als *elektrische Kontaktenergie* E_L bezeichnet. Diese Größe bietet den Vorteil, dass sämtliche elektrischen Belastungen mit einfließen. Bei Bestimmung der elektrischen Kontaktenergie für den Gesamtversuch kann ebenfalls die Gesamtzahl der stromfließenden Ereignisse berücksichtigt werden. Hierdurch wird die Vergleichbarkeit der einzelnen Belastungsstufen in den Versuchen erhöht. Die so dargestellten Ergebnisse in Form der Häufigkeitsverteilung und der applizierten elektrischen Kontaktenergie über der Versuchszeit lassen sich in dieser Form sehr gut zu den weiteren erfassten Messgrößen korrelieren.

In *Versuchsreihe-A 4000 N* (C_0/P 19) können verschiedene Phänomene beobachtet werden. So kommt es in Versuch *A-e1* (vgl. Abb. 6.4 a) ab 72 h Laufzeit zu stochastischen höheren Lagerscheinleistungen bis etwa 50 VA. Diese sind von ihrer Häufigkeit her selten (etwa 10 Ereignisse pro Sekunde), jedoch sehr energiereich und zeigen das Vorhandensein von EDM-Durchschlägen ab diesem Zeitpunkt. Weiterhin wird deutlich, dass deren Intensität und die Auftretenshäufigkeit mit zunehmender Versuchszeit ansteigen. Bei dem hieran anschließenden Versuch mit einer applizierten Quellenspannung von 40 V_(pk to pk) (*A-e2* Abb. 6.4 b) kommt es rein zu einem

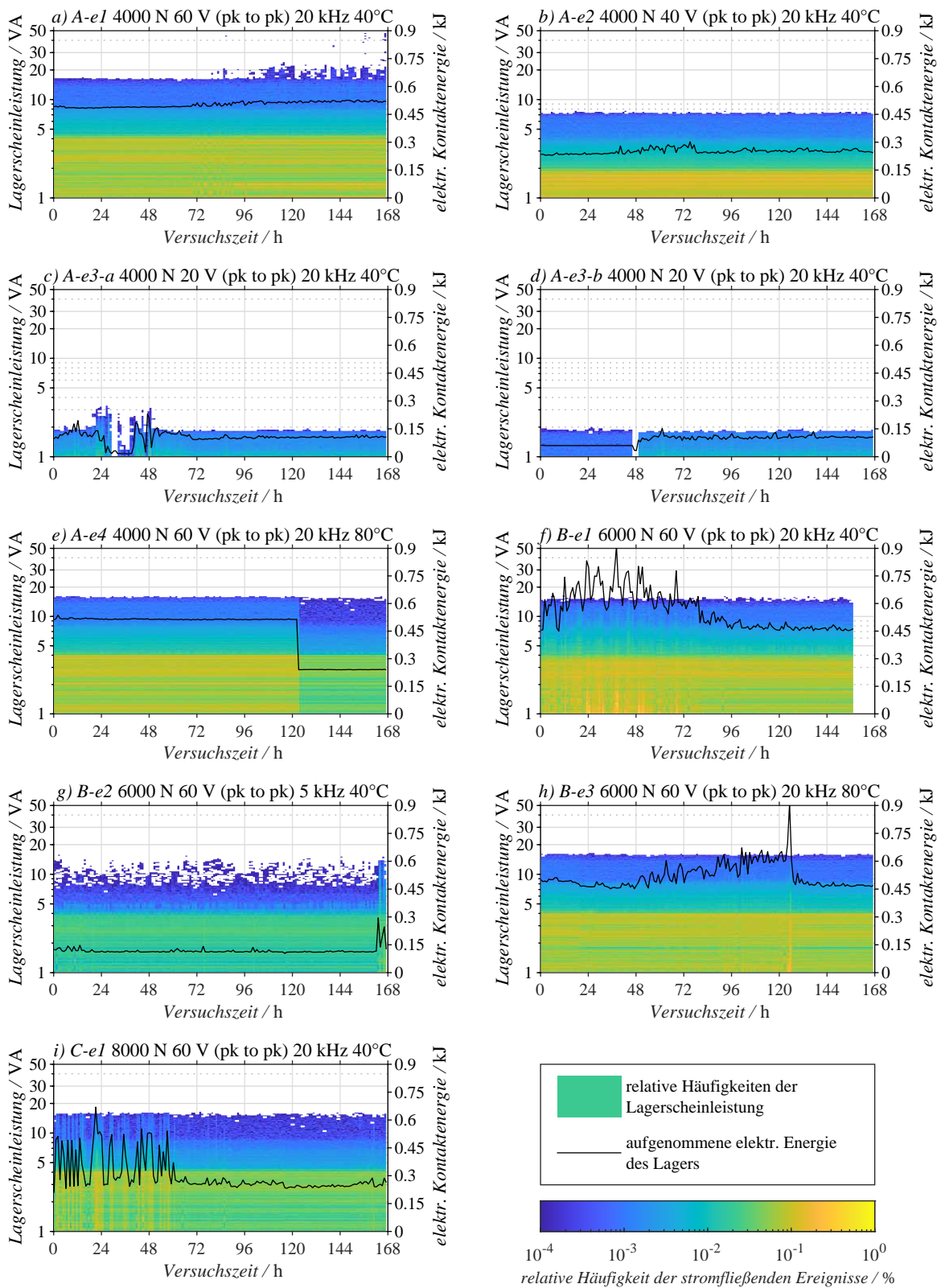


Abb. 6.4: Darstellung der relativen Häufigkeit der stromfließenden Ereignisse über der Versuchszeit für Lagerscheinleistungen ≥ 1 VA sowie Visualisierung der elektrischen Energie, mit der der Wälzkontakt belastet wird

ohmschen Stromfluss in Form von Rotor-Erd-Strömen ohne weitere Auffälligkeiten. Demgegenüber stehen die Versuche *A-e3-a* und *A-e3-b* (vgl. Abb. 6.4 c und d). Wie in der Abbildung zur Lagerscheinleistungsverteilung erkennbar, kam es während des Versuchs teilweise zu einem vollständigen Spannungsaufbau und damit einem reinen kapazitiven Verhalten des Lagers (vgl. auch Abb. 6.3 a). Um diesen isolierenden Zeitpunkt herum treten im Versuch *A-e3-a* vermehrt energiereichere Stromflüsse im Lager auf. Danach kommt es zu einem erneuten ohmschen Stromfluss mit Lagerscheinleistungen unter 2 VA. Der Effekt, dass es vor und nach der isolierenden Phase zu vermehrten EDM-Entladungen kommt, kann in *A-e3-b* nicht festgestellt werden. Jedoch zeigt sich hier, dass bis etwa 48 h die Häufigkeit der Lagerscheinleistungen über 1 VA geringer ist als danach. Das spricht für das vermehrte Auftreten von kleineren Lagerströmen und Lagerspannungen in diesem Zeitraum. Dieser Effekt ist im Versuch *A-e4* (vgl. Abb. 6.4 e) ab etwa 120 h ausgeprägter zu beobachten. Das nominelle Niveau der Lagerscheinleistungen bleibt identisch, jedoch nimmt die Häufigkeit der Ereignisse über 1 VA ab. Besonders deutlich wird diese Auswirkung auch in der Betrachtung der elektrischen Kontaktenergie, welche ab 120 h sprunghaft abfällt.

Während Versuchen der *Versuchsreihe-B* (vgl. Abb. 6.4 f-h) mit 6000 N Axiallast kann teilweise ein Spannungsaufbau mit darauf folgendem Durchschlag beobachtet werden. Dies zeigt sich etwa im Versuch *B-e1* (vgl. Abb. 6.4 f) gerade zwischen 24 h und 48 h durch ein vermehrtes Auftreten von Lagerscheinleistungen zwischen 1 VA und 2 VA sowie einer in diesen Zeitpunkten erhöhten elektrischen Kontaktenergie.

In Versuch *B-e2* (vgl. Abb. 6.4 g) mit verringerter Umrichtertaktfrequenz waren um ca. den Faktor 4 niedrigere Häufigkeiten für elektrische Belastungen zu verzeichnen als im Ausgangsversuch *B-e1* mit 20 kHz. Die erhöhte Schmiermitteltemperatur in Versuch *B-e3* hatte keinen feststellbaren Einfluss auf die Bestromung. Hier zeigt sich jedoch nach 120 h ein singuläres Ereignis mit einem hohen Energieeintrag in den Wälzkontakt.

Der elektrische Versuch *C-e1* der *Versuchsreihe-C* (vgl. Abb. 6.4 i) weist die höchste axiale Last mit 8000 N auf. Hier ist ein ähnliches Verhalten wie im Versuch *B-e1* feststellbar. Zu Beginn des Versuchs kommt es auch hier zum gehäuftem Auftreten von Lagerscheinleistungen bis etwa 4 VA und einem nach etwa 72 h einpendelnden kontinuierlichen Verlauf. Auffällig ist jedoch, dass das Energieniveau trotz identischer applizierter Quellenspannung deutlich niedriger ist (vgl. Tabelle 6.3 *C-e1* 50,16 kJ zu *B-e1* 88,66 kJ). Ein ähnlicher Effekt ist bei der Steigerung der Axiallast von 4000 N (*Versuchsreihe-A*) auf 6000 N (*Versuchsreihe-B*) nicht feststellbar.

Auffällig ist zudem auch, dass bei höherer mechanischer Belastung die elektrische Kontaktenergie über der Versuchszeit stärker streut als bei der *Versuchsreihe-A*. Ein möglicher Erklärungsansatz wäre, dass sich das Durchschlagverhalten in der Folge der Dichteänderung des Schmiermittels verändert. Ein Indikator hierfür sind die im Kapitel 6 durchgeführten Versuche mit Wechselspannung und der Bestimmung der Durchschlagsspannungen am Axiallager (vgl. Abb. 5.9).

Um unabhängig hiervon eine Vergleichbarkeit zu aus der Literatur bekannten Dauerversuchen zu gewährleisten, sind in Tabelle 6.3 die bekannten Bemessungskenngrößen als Mittelung über den Gesamtversuch aufgelistet. Zusätzlich zur mittleren scheinbaren Lagerstromdichte

und der mittleren Lagerscheinleistung sind hier auch der nach [Mue04] definierte elektrische Lagerstress W und die aufsummierte Kontaktenergie über dem Versuchszeitraum angegeben. Weiterhin werden für die einzelnen Versuche die elektrischen Belastungen in Abbildung 6.5 mittels der aus der Statistik bekannten Boxplots visualisiert. Hierin wird auf die Darstellung der Standardabweichung aufgrund der Exponentialverteilung der Daten verzichtet und stattdessen die 25 %- und 75 %-Quantile verwendet. Ursächlich hierfür ist, dass diese statistischen Kenngrößen eine Rechts- bzw. Linksschiefe in der Datenverteilung besser anzeigen. Diese Darstellung erlaubt einen Kompromiss aus dem singulären Kennwert aus Tabelle 6.3 und der detaillierten Darstellung aus Abbildung 6.4.

Anhand der in diesem Kapitel dokumentierten elektrischen Belastung in den einzelnen Versuchen werden nun hierauf aufbauend die weiteren Messgrößen wie die dokumentierte Oberflächenveränderung, die zeitliche Veränderung des Amplitudenspektrums sowie Wechselwirkungen zum Schmiermittel dargestellt. Weitere sekundäre Messgrößen, welche nicht primär für den Hauptteil der Arbeit relevant sind (Impedanzverhalten, Verschleißgewichte, Verschleißpartikelanalyse, Kleinlasthärte der Lagerlaufbahnen), sind in der Anlage aufgeführt und werden weiterhin in der Zusammenfassung bei der Interpretation berücksichtigt.

Tab. 6.3: Über der Versuchszeit bestimmte elektrische Belastungsgrößen

Bezeichnung und Betriebsbedingungen	Lagerstromdichte J_L in A/mm ²	Lagerscheinleistung S_L in VA	Lagerstress W_L in 10 ⁹ A/mm ²	elektr. Kontaktenergie E_L in kJ
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,16	4,13	19,35	84,62
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,10	2,04	12,10	42,22
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,05	0,78	0,60	17,45
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,05	0,70	0,60	15,35
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	0,15	3,97	18,14	74,15
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,11	4,02	13,31	88,66
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	0,11	3,67	13,31	19,73
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	0,12	4,01	14,52	87,23
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,08	3,93	0,97	50,16

Versuchsreihe-A mit 4000 N und 1000 min⁻¹

Versuchsreihe-B mit 6000 N und 1000 min⁻¹

Versuchsreihe-C mit 8000 N und 1000 min⁻¹

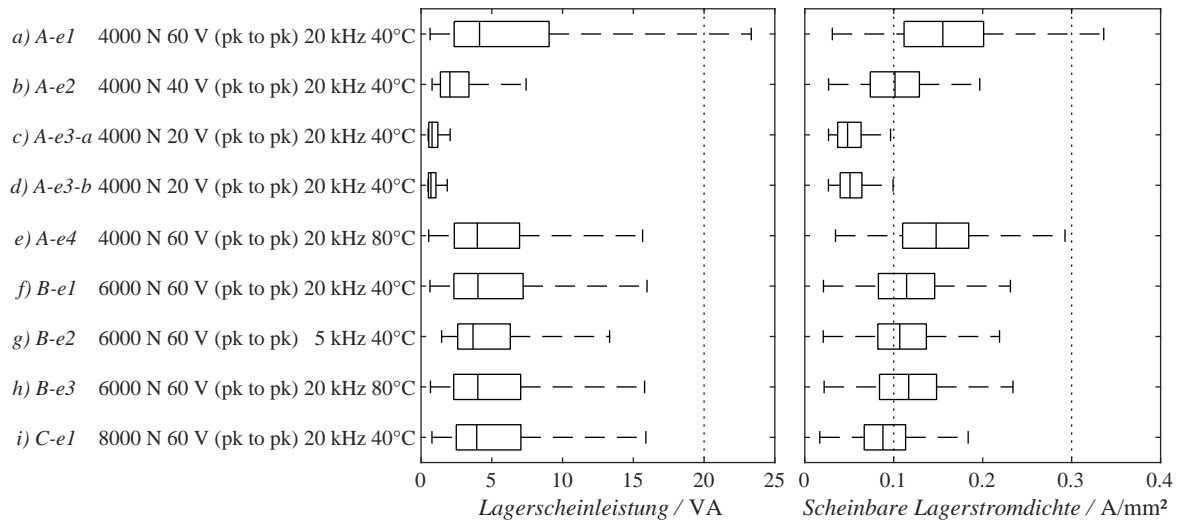


Abb. 6.5: Darstellung der Boxplots der einzelnen Versuche für Lagerscheinleistung und scheinbare Lagerstromdichte mit Minimalwert, 25 %-Quantil, Mittelwert, 75 %-Quantil und Maximalwert

6.3 Mutation der Wälzoberflächen

Die auftretenden Oberflächenveränderungen in den Lagerlaufbahnen und den Wälzkörpern sind ein Resultat der wirkenden mechanischen und elektrischen Belastungen. Hierbei ist die Wechselwirkung zwischen dem tribologischen Zustand des Kontaktes und dem sich hieraus einstellenden elektrischen Ersatzsystem zu beachten. So kann es zu einer Veränderung im tribologischen Verhalten des Wälzkontaktes durch die elektrisch induzierte Oberflächenmutation kommen, welche wiederum die Art des Lagerstroms beeinflusst (vgl. Abb. 6.4). Weiterhin wird über die Art der sich einstellenden Oberflächenveränderung der Grad der Schädigung des Lagers klassifiziert. Untersuchungen, wie sich die einstellenden Oberflächenveränderungen bei Gray frosting auf die weitere Lebensdauer eines Wälzlagers auswirken, sind Gegenstand aktueller Forschung wie etwa [SS22].

Im Vergleich zu aus der Literatur bekannten Dauerversuchen wurde im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich auf Versuche mit einer hohen mechanischen Last ($C_0/P < 20$) fokussiert. Unabhängig der hohen Last konnte auch in diesen Versuchen jede im Kontext einer elektromechanischen Beanspruchung mögliche auftretende Oberflächenveränderung festgestellt werden. So zeigt Abbildung 6.6 exemplarische makroskopische und mikroskopische Aufnahmen der Lagerlaufbahnen und Wälzkörper, welche nach den Versuchen auftraten. Um eine Referenz zu dem Einfluss der elektrischen Belastung herzustellen, ist ebenfalls eine Aufnahme eines rein mechanisch belasteten Lagers mit abgebildet (vgl. Abb. 6.6 a Wälzlagerlaufbahn und Wälzkörper). Neben den eindeutigen Oberflächenzuständen wie Gray Frosting (vgl. Abb. 6.6 a EDM oder Ohmsch basiert) und Riffeln (vgl. Abb. 6.6 c) konnten auch sehr feine periodisch wechselnde Oberflächenveränderungen festgestellt werden (vgl. Abb. 6.6 d). Diese erinnern in ihrer Art und Ausprägung stark an die bekannten Riffel, sind jedoch wesentlich weniger ausgeprägt und treten in Form einer Schattierung von Laufbahnen und Wälzkörpern auf. Diese Oberflä-

chenveränderung wird im weiteren Verlauf der Arbeit als *Riffelschattierung* bezeichnet. Ob es sich hierbei um eine mögliche Vorstufe der Riffel handelt, stand bei den durchgeführten Versuchen nicht im Fokus. Jedoch ist in diesem Zusammenhang noch eine weitere Beobachtung aus den Versuchen anzumerken. So konnte bei einem Teil der Versuche die zunächst deutlich sichtbare Riffelschattierung durch eine Reinigung der betroffenen Oberflächenpartie mit Aceton entfernt werden. Eine entsprechende fotografische Aufnahme ist in Anlage 9.5 beigefügt.

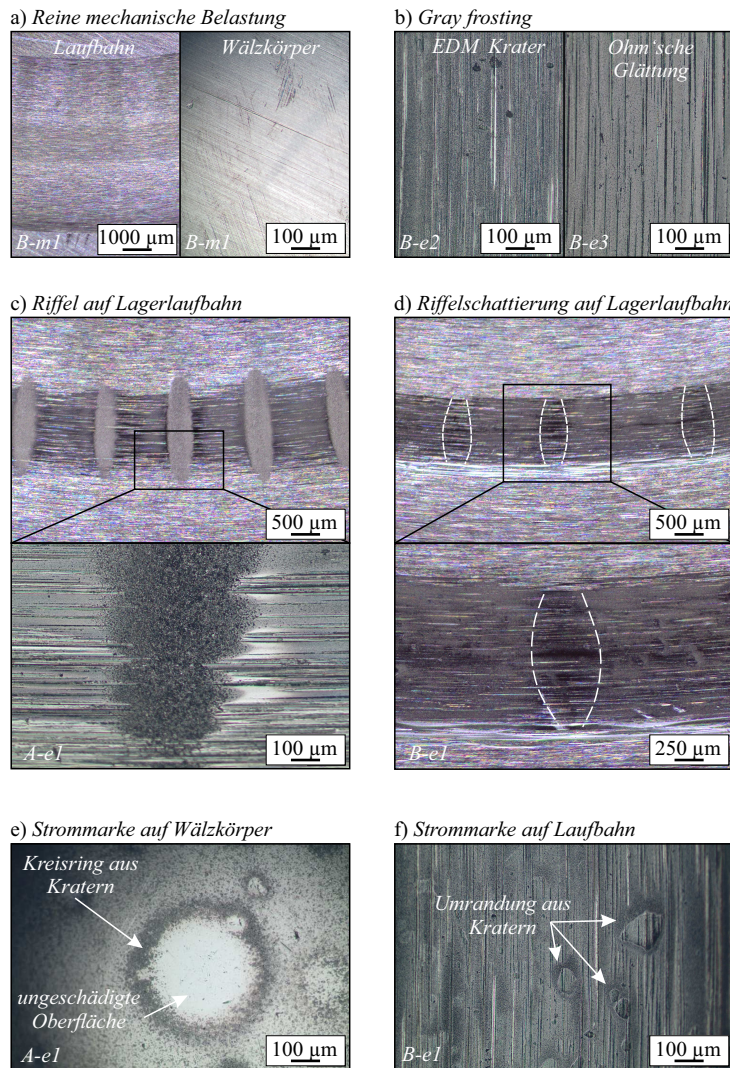


Abb. 6.6: Aufgetretene Oberflächenveränderungen während der durchgeführten Dauerversuche

Zur Ergänzung der visuellen Einschätzung der Oberflächenveränderung ist eine quantifizierende Messung der Rauheiten der Lagerlaufbahnen mittels eines Konfokalmikroskops durchgeführt worden. Hierbei wurde das in [GS21] vorgestellte Verfahren verwendet, in dem die Lagerringe mit einer Anspiegelung versehen werden, welche es dann erlaubt, diese in einer eigens entwickelten Prüfaufnahme exakt zum verwendeten Mikroskop zu

Weiterhin traten an einzelnen Wälzkörpern (vgl. Abb. 6.6 e) als auch auf den Laufbahnen (vgl. Abb. 6.6 f) kreisringförmige Strukturen auf. Diese sind dadurch gekennzeichnet, dass eine ungeschädigte Oberfläche von einem Kreis aus dicht gruppierten Kratern umgeben ist. Form und Struktur dieser umrandenden Krater ähnelten hierbei den von EDM-Belastungen bekannten.

Wenn dieses Phänomen auftrat, waren hiervon nur einzelne Abschnitte der Laufbahnen oder einzelne Wälzkörper betroffen, hier kam es dann jedoch zu einem vermehrten Auftreten dieser Strukturen. Diese Kreisringe aus Kratern werden nachfolgend als *Lagerstrommarke* bezeichnet. Auf der Basis der auftretenden Oberflächenveränderungen, wie sie in Abbildung 6.6 aufgeführt sind, werden im Folgenden die unterschiedlichen Endzustände der Lageroberflächen beschrieben. So gibt etwa Tabelle 6.4 an, welche Oberflächenmu-

Tab. 6.4: Visuelle Beurteilung der sich einstellende Oberflächen nach Beendigung der Dauerversuche

Bezeichnung und Betriebsbedingungen	Rotierender Ring	Stehender Ring	Wälzkörper
<i>A-m1</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	ME	ME	ME
<i>A-m2</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	ME	ME	ME
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	R	RS LSM (vereinzelt)	LSM (vereinzelt)
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	GFO	GFO	GFE (vereinzelt)
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	ME	GFO	ME
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	ME	GFO	GFE (ausgeprägt)
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	GFO (ausgeprägt)	GFO (ausgeprägt)	GFE (vereinzelt)
<i>B-m1</i> 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	ME	ME	ME
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	GFO LSM (vereinzelt)	RS	LSM (vereinzelt)
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	GFO LSM (vereinzelt)	GFE	LSM (vereinzelt)
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	GFO (ausgeprägt)	GFO (ausgeprägt)	ME
<i>C-m1</i> 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	Pittings	Pittings	Pittings
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	GFO	Pittings GFO	Pittings GFE

GFE - *Gray frosting durch EDM-Krater*

GFO - *Gray frosting durch ohmsche Ströme* einhergehend mit einer Glättung der Oberflächen

LSM - *Lagerstrommarke*

ME - *mechanisch eingelaufen* keine ausgeprägte Veränderung

R - *Riffel*

RS - *Riffelschattierung*

positionieren und auszurichten. Hierdurch kann der nahezu identische Oberflächenausschnitt zu unterschiedlichen Zeitpunkten vermessen werden. Unter Anwendung dieser Aufnahme wurden die Lagerlaufbahnen an den in Abbildung 6.1 definierten Zeitpunkten gescannt. In Abbildung 6.7 sind die aus diesen Messungen entstandenen Abbott-Firestone Kurven nach der Einlauf- und Belastungsphase für alle Versuche dargestellt. Weiterhin ist eine tabellarische Auflistung gängiger Oberflächenkennwerte in Anlage 9.5 aufgeführt und in der Zusammenfassung der Ergebnisse der Dauerversuche entsprechend referenziert.

In Abbildung 6.7 zeigt sich, dass es zu keiner signifikanten Oberflächenveränderung bei den rein mechanischen Referenzversuchen der *Versuchsreihen-A* und *-B* kommt. So sind die Materialtraganteilskurven am rotierenden und stehenden Ring nach der Einlauf- und Belastungsphase der jeweiligen Versuche nahezu deckungsgleich (vgl. Abb. 6.7 *a1* bis *c2*). Dieses Verhalten entspricht nicht den Ergebnissen des Referenzversuchs *C-m1*. Die Ursache hierfür liegt in den starken Oberflächenschäden, welche bei diesem Versuch auftraten und im Rahmen der Ergebnisinterpretation berücksichtigt werden müssen.

Weiterhin zeigt sich in dieser Art der Darstellung sehr deutlich der Einfluss der elektrischen Belastung. So kommt es, wie durch die mikroskopische Einschätzung der Oberfläche vermutet (vgl. Tab. 6.4), zu einer Glättung. Diese zeigt sich durch ein deutliches Absinken der Profil-

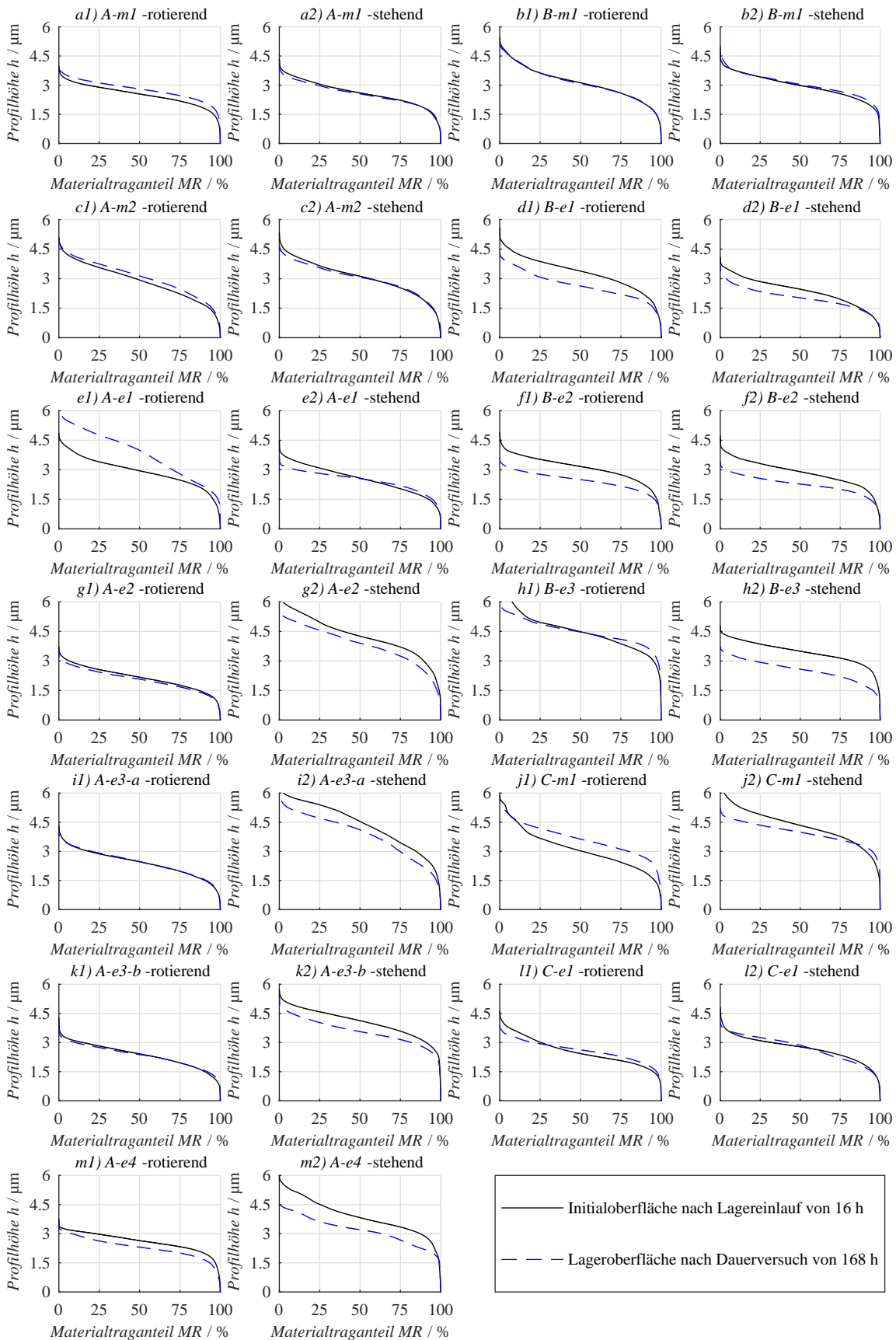


Abb. 6.7: Abbott-Firestone Kurven der Lagerlaufbahnen zu Beginn und Ende der Dauerversuche für unterschiedliche Betriebsbedingungen

höhen nach der erfolgten elektro-mechanischen Beanspruchung im Vergleich zum Ausgangsniveau nach dem Lagereinlauf. Hiervon abweichend sind die Ergebnisse aus Versuch *A-e1* (vgl. Abb. 6.7 *e1*) *A-e1* -rotierend). Hier kam es zu einer Vergrößerung der Profilhöhe am rotierenden Ring. Diese ist eine direkte Folge der hier entstehenden Riffel (vgl. Abb. 6.6 c sowie Tab. 6.4), infolgedessen es zu einer spürbaren Vertiefung der Oberfläche kommt. Darüber hinaus zeigt sich, dass in dieser Art der Auswertung der Oberflächen die Riffelschattierung oder Lagerstrommarken nicht auffällig in Erscheinung treten.

Unter Betrachtung der weiteren Ergebnisse der *Versuchsreihe-A* mit niedrigerer Quellenspannung und erhöhter Temperatur ist auffällig, dass es am rotierenden Ring zu keinem bzw. nur geringem Absinken der Profilhöhen kam. Hingegen ist am stehenden Ring der Einfluss der elektrischen Belastung und der auftretenden Glättung klar ersichtlich. Eine Auswirkung der unterschiedlichen Höhen der Quellenspannung zwischen 20 V_(pk to pk) und 40 V_(pk to pk) (vgl. Abbildungsteile *g2*, *i2* und *k2*) kann in dieser Form der Darstellung nicht festgestellt werden.

Während in *Versuchsreihe-A* nur geringe Veränderungen am rotierenden Ring auftraten, können in *Versuchsreihe-B* Reduzierungen in der Profilhöhe an beiden Lagerringen beobachtet werden. Weiterhin kann kein Unterschied in der sich einstellenden Oberflächenglättung als Folge der variierten Schaltfrequenz von Versuch *B-e1* (vgl. Abb. 6.7 *d1* und *d2*) zu *B-e2* (vgl. Abb. 6.7 *f1* und *f2*) festgestellt werden. Die Auswertung der Materialtraganteilskurven der *Versuchsreihe-C* sind in der Folge der hier auftretenden starken Oberflächenschäden in Form von ausgeprägten Materialausbrüchen (Pitting) nicht klar einer reinen mechanischen bzw. einer elektrischen Belastung zuzuordnen.

Gesondert herauszuheben sind die Versuche mit erhöhter Schmiermitteltemperatur von 80 °C (*A-m2*, *A-e4* und *B-e3*). Während der mechanische Referenzversuch auch bei dieser Temperatur keine Veränderungen in der Verteilung der Profilhöhe zeigte, kam es bei den Versuchen mit zusätzlicher elektrischer Belastung zu einer deutlichen Reduzierung der Rauheit. Diese ist im Vergleich zu den weiteren in den jeweiligen Versuchsreihen durchgeführten elektrisch-mechanisch belasteten Versuchen erhöht. Demnach stellte sich bei den Versuchen mit elektrischer Belastung und erhöhter Temperatur die stärkste Glättung der Lagerlaufbahn am rotierenden Ring ein. Der stehende Ring wird bei erhöhten Temperaturen ebenfalls eingelätet, doch im Vergleich zum rotierenden Ring sind diese Änderungen hier eher gering. Dies zeigt sich auch im direkten Vergleich zu den mit identischer Quellenspannung belasteten Versuchen bei einer Schmiermitteltemperierung von 40 °C. Hier kommt es bei dem Versuch *A-e1* zu einer ausgeprägten Riffelbildung, welche bei einer Reduzierung der Schmierfilmhöhe durch eine Temperierung des Schmiermittels auf 80 °C (Versuch *A-e4*) nicht auftrat. Die Untersuchungen zum leitfähigen Kanal im tribo-elektrischen Kontakt (vgl. Kap. 5) beachtend, wurde hierauf aufbauend die Hypothese formuliert, dass die Schmierfilmhöhe bei identischer elektrischer Belastung entscheidend ist für das Auftreten von Riffeln auf den Laufbahnen. Diese Vermutung konnte durch eine Erweiterung der *Versuchsreihe-A*, welche in [GCK22b] vorgestellt wurde, bestätigt werden. Hierbei wurden zwei weitere Dauerversuche mit der identischen mechanischen und elektrischen Belastung durchgeführt und die Schmiermitteltemperaturen von 20 °C und 60 °C über die Versuchsdauer eingestellt. Bei dem Versuch mit 20 °C kam es zu ausgeprägteren Riffeln als in Versuch *A-e1*, während bei der Schmiermitteltemperatur von 60 °C keine Riffel mehr auftraten. Diese ergänzen-

den Versuche bestätigen die hier aufgestellte Hypothese, liegen jedoch nicht im weiteren Fokus der vorliegenden Arbeit.

6.4 Schwingungsverhalten der beanspruchten Wälzlager

Die parallele Schwingungsmessung hat sich im Verlauf der Versuche als unterstützendes Werkzeug gezeigt, um die Wechselwirkung zwischen der elektrischen und mechanischen Belastung zu erfassen. So erlaubt die kontinuierliche Messwertaufzeichnung, starke Veränderungen der Kontaktpartner zeitlich einzugrenzen, was mit der auf Messungen zu Versuchsbeginn und -ende basierenden Oberflächenuntersuchung nicht möglich ist.

Im Rahmen der sich an die Schwingungsmessung anschließenden bzw. parallel durchgeführten Schwingungsanalyse wird aus den gemessenen Vibrationen das Ordnungsspektrum gebildet. Hierbei wird der Betrag der Amplitude über einem Vielfachen der Erregerfrequenz (*Drehzahl*) der sogenannten Ordnung dargestellt. Die Darstellung über der Ordnung erlaubt die Identifikation charakteristischer Vielfacher der Erregerfrequenz und eine schnelle Analyse der gemessenen Vibrationen. In Abbildung 6.8 wird zur Untersuchung des Betriebsverhaltens über der Versuchszeit die zeitliche Entwicklung der Beschleunigungsamplitude über der Ordnung dargestellt. Ein bewährtes Werkzeug zur Überführung der am Beschleunigungssensor erfassten Messdaten in ein Ordnungsspektrum ist die Fourier-Transformation, welche auch hier zum Einsatz kommt. Hierbei wird das Ordnungsspektrum jeweils über ein Schwingungsmessintervall von 20 Minuten gebildet und gespeichert. Somit stehen über der Messung des Dauerversuchs auch die zeitliche Veränderung des Ordnungsspektrums zur Verfügung, welche ebenfalls mit abgebildet wird.

Für die Analyse des Ordnungsspektrums müssen die charakteristischen Frequenzen des Prüflings bekannt sein. Hierbei müssen insbesondere die kinematischen Verhältnisse des Axiallagers berücksichtigt werden. Dabei kann aufgrund des identischen Laufbahndurchmessers von stehendem und rotierendem Ring davon ausgegangen werden, dass der Käfig mit etwa der halben Winkelgeschwindigkeit des antreibenden Rings rotiert. Außerdem ergibt sich somit auch die Überrollgeschwindigkeit der Wälzkörper als das Vielfache der Wälzkörperanzahl multipliziert mit der Geschwindigkeit des Käfigs. Weiterhin ist die Frequenz der Prüfaufnahme zu berücksichtigen. Während der Auswertung hat sich gezeigt, dass die konstruktive Gestaltung der Auflagefläche des stehenden Rings (vgl. Abb. 4.1 Pos. b-9) einen Einfluss auf die Schwingungen der Prüfwelle hat. So ist die Auflagefläche des stehenden Rings mit acht Aussparungen versehen, um die Entnahme des Rings zu erleichtern und das Volumen des Ölsumpfs zu vergrößern. Diese Unterbrechungen der Auflagefläche führen zu Steifigkeitssprüngen beim Überrollen der Wälzkörper am stehenden Ring. Hierdurch entsteht eine periodische Anregung, welche im Ordnungsspektrum erkennbar ist. Die Lage dieser einzelnen Frequenzen und Angabe ihrer jeweiligen Ordnung sind Tabelle 6.5 zu entnehmen. In der Auswertung gemäß Abbildung 6.8 werden die kontinuierlichen Einzelmessungen zu einem dreidimensionalen, zeitlichen Verlauf zusammengefügt und je Versuch dargestellt. Hierbei wurden die jeweiligen Versuchsreihen untereinander angeordnet, um die direkte Vergleichbarkeit bei der jeweiligen Belastungssituation zu erleichtern. Weiterhin wurden wiederkehrende charakteristische Frequenzen, wie die dreifache Überrollfrequenz des Wälzkörpersatzes $f_{Wälzkörper}$ oder die Vielfachen der Passierfrequenz des

Tab. 6.5: Übersicht der charakteristischen Frequenzen der Prüfeinheit

Bezeichnung	Symbol	Frequenz in Hz	als Drehzahl in min^{-1}	Ordnung -
<i>Rotationsfrequenz des rotierenden Rings</i>	f_{rot}	16,6	1000	1
<i>Rotationsfrequenz des Wälzlagerkäfigs</i>	$f_{Käfig}$	8,3	500	0,5
<i>Überrollfrequenz des Wälzkörpersatzes</i>	$f_{Wälzkörper}$	116,6	7000	7
<i>Überrollfrequenz der Wälzkörper über die Auflagefläche</i>	$f_{Auflage}$	933,3	56000	56

Wälzkörpersatzes über die Auflagefläche $f_{Auflage}$, kenntlich gemacht. Ursächlich für das deutliche Abzeichnen der dreifachen Überrollfrequenz des Wälzkörpersatzes ist die Art der Anbindung der Prüfwelle an den Vierkugelapparat. Hier kann in der Folge der Fertigungstoleranzen die Koaxialität der Antriebseinheit zur Prüfwelle nicht exakt eingehalten werden, wodurch es zu einem geringen Radial- und Winkelversatz der beiden Achsen kommt. Diese Versätze werden von der Zentrierspitze und der Zentrierkugel aufgenommen und ausgeglichen. In der Folge werden jedoch die Vielfachen der ersten charakteristischen Frequenz des Lagers stärker angeregt und treten somit im Ordnungsspektrum deutlicher hervor. Im Versuch *A-e1* tritt im Gegensatz zu allen anderen Dauerversuchen nicht die dreifache, sondern die zweifache Wälzkörpersatzfrequenz auf. Ein möglicher Erklärungsansatz hierfür ist eine stochastische bessere Koaxialität der beiden Rotationsachsen, weswegen es nur zu einer zweifachen Anregung kam.

Innerhalb der *Versuchsreihe-A* (vgl. Abb. 6.8 *linke* Teilabbildungen) kam es zu Wechselwirkungen zwischen der mechanischen und elektrischen Belastung, welche sich unterschiedlich in den Ordnungsspektren auswirken. Die als mechanische Referenz durchgeführten beiden Versuche *A-m1* (vgl. Abb. 6.8 a) und *A-m2* (vgl. Abb. 6.8 c) zeigen nur geringe Differenzen zwischen Versuchsbeginn und -ende sowohl in der Ordnung als auch in der Höhe der Beschleunigungsamplitude. Demgegenüber stehen die Versuche mit kombinierter elektrischer und mechanischer Belastung. Die im Versuch *A-e1* auftretenden Riffel zeigen wie zu erwarten einen starken Einfluss im Ordnungsspektrum. Hier kommt es nach einer Betriebsdauer zwischen 48 h und 72 h zu einem exponentiellen Anstieg der Amplitude als auch der Entstehung von Nebenbändern in dem bestehenden Ordnungsspektrum (vgl. etwa 125. und 225. Ordnung). Dieser Effekt ist vor allem bei höheren Ordnungen ($> 250.$) zu beobachten. Korreliert man den zeitlichen Verlauf des Amplitudenspektrums dieses Versuchs zur zeitlichen Entwicklung der elektrischen Lagerbeanspruchung (vgl. Abb. 6.4 a), zeigt sich, dass die Schwingungsbelastung zuerst zunimmt und es infolgedessen erst zu einer Häufung von stromfließenden Ereignissen mit einer Lagerscheinleistung von über 20 VA kommt. Demnach sind diese hohen Lagerscheinleistungen nicht die Ursache für die einsetzende Riffelbildung, sondern wahrscheinlich eine Folge der veränderten Schmierungssituation beim Überrollen der Riffel durch die Wälzkörper. Gemäß [Zik10] bilden sich Riffel in einem Axiallager als ganzzahliges Vielfaches der Wälzkörperanzahl aus. Eine Nachzählung als auch eine Überprüfung der charakteristischen Ordnung im Amplitudenspektrum ergaben hier jeweils 112 einzelne Riffelmarken (vgl. Anlage 9.10 Abbildung 9.10 *Ordnungsspektrum bezogen auf die Frequenz des Wälzkörpersatzes*). Diese entspricht dem Achtfachen der Wälzkörperanzahl

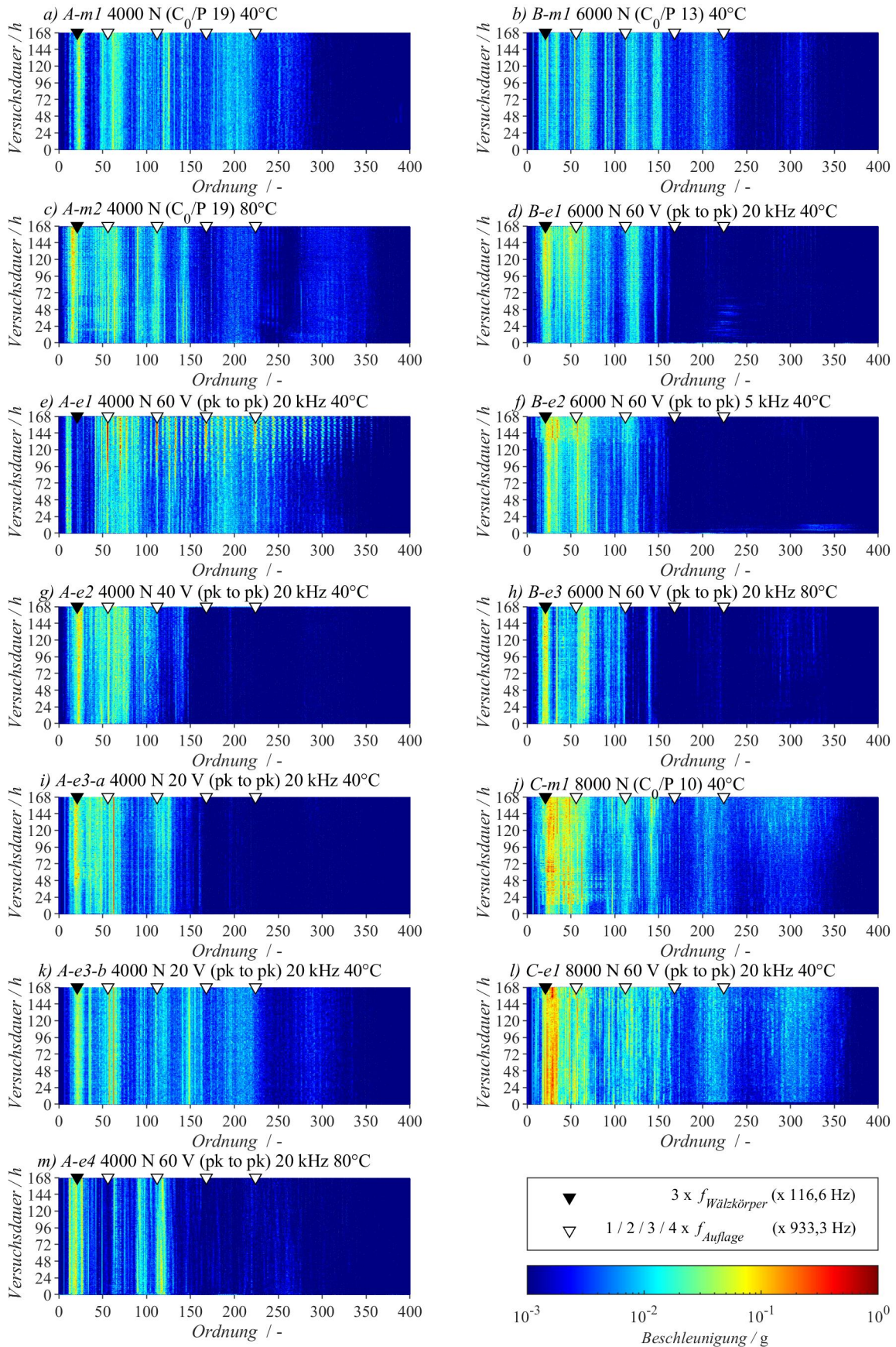


Abb. 6.8: Entwicklung der Ordnungsspektren (bezogen auf eine Drehzahl von 1000 min^{-1}) über der Versuchszeit

und bestätigt somit die vorhandene Literatur.

Der Versuch *A-e2* zeigt ein langsames, aber kontinuierliches Ansteigen der Schwingungsamplitude über der Versuchszeit (vgl. Abb. 6.8 g etwa 21. und 100. Ordnung). Dieses Verhalten ist auch bei den beiden Versuche mit einer Quellenspannung von 20 V_(pk to pk), *A-e3-a* und *-b*, zu beobachten. Hier kommt es zu einem moderaten Anstieg der dreifachen Wälzkörpersatzfrequenz ($f_{\text{Wälzkörper}}$) über der Versuchszeit. Unabhängig hiervon sind diese beiden Versuche, bezogen auf das sich einstellende Spektrum, vergleichbar mit den mechanischen Referenzversuchen. Auffällig an der zeitlichen Entwicklung der Ordnungsspektren von Versuch *A-e4* (vgl. Abb. 6.8 m) ist, dass es sich hier um den einzigen Versuch handelt, in dem keine Schwingungserhöhung im Bereich der einfachen Überrollfrequenz der Wälzkörper über der Auflagefläche (56. Ordnung) zu beobachten ist. Weiterhin kommt es hier zu einer Reduzierung der Breite der Schwingungsbänder (beispielsweise um die 100. Ordnung) im Laufe der Versuchszeit. Eine mögliche Ursache kann die auftretende Einglättung der Laufbahnoberflächen sein, welche vor allem bei den Versuchen mit erhöhter Schmiermitteltemperatur auftrat (vgl. Abb. 6.7 m).

Unter der Berücksichtigung einer möglichen Kreuzkorrelation zwischen der sich einstellenden elektrischen Belastung, der auftretenden Oberflächenveränderung und den mechanischen Schwingungen eines Versuchs sind die Ergebnisse der *Versuchsreihe-B* wie folgt zu interpretieren. Im Versuch *B-e1*, bei dem eine Riffelschattierung auf der Lagerlaufbahn des stehenden Rings festgestellt werden konnte, kam es unter anderem zu einer Amplitudenerhöhung der dreifachen Wälzkörpersatzfrequenz ab etwa 72 h. Hier ist davon auszugehen, dass sich in diesem Versuch bei fortschreitender Versuchsdauer ein vollständiges Riffelmuster ausgebreitet hätte. Weiterhin kam es bis zu diesem Zeitpunkt zu einer Reduzierung der Schwingamplitude im Bereich zwischen der 200. und 250. Ordnung. Unter Berücksichtigung der elektrischen Auswertung etwa in Abbildung 6.4 f kommt es im identischen Zeitraum (erste 72 Betriebsstunden) ebenfalls zu einer Verstetigung im Verlauf der elektrischen Kontaktenergie, was mit einer Reduzierung der elektrischen Spitzenlasten einhergeht. Innerhalb des Versuchs *B-e2* (vgl. Abb. 6.8 f) kam es zu Beginn des Versuchs zu einem Auftreten von erhöhten Schwingungen zwischen der 300. und 350. Ordnung. Diese traten nur die ersten 24 h auf und waren hiernach nicht mehr festzustellen. Im identischen Zeitraum kam es bei der elektrischen Belastung zu Lastspitzen (vgl. Abb.6.4 g), welche sich ebenfalls nach etwa 24 h verstetigten. Weiterhin kann im Schwingungsschaubild auch ein exponentieller Anstieg der Beschleunigungsamplitude ab etwa 144 h festgestellt werden. Wie auch bei Versuch *A-e1* kommt es infolgedessen etwas verzögert zu einer erhöhten elektrischen Belastung als im vorangegangenen Intervall der Versuchszeit. Beim Versuch mit erhöhter Schmiermitteltemperatur (*B-e3*) innerhalb der *Versuchsreihe-B* kommt es nach etwa 48 h zu einer Bildung von Schwingungsbändern mit geringer Amplitude um die 300. Ordnung, welche sich bis zum Ende des Versuchs nach 168 h auf nebenliegende Ordnungen ausbreitet. Bei der elektrischen Belastung kommt es in diesem Zeitraum ebenfalls zu einer Erhöhung der elektrischen Lasten, welche jedoch im Gegensatz zu der Schwingungsamplitude nach etwa 144 h abfällt.

Wie bereits bei der Oberflächenuntersuchung müssen auch in der Schwingungsauswertung der *Versuchsreihe-C* die auftretenden mechanisch induzierten Lagerschäden beachtet werden. Das bei beiden Versuchen (*C-m1* und *C-e1*) identisch aufgetretene Schadensbild mit Pittings

auf beiden Lagerringen sowie Ausbrüchen an den Wälzkörpern sorgt für zusätzliche Bänder im Ordnungsspektrum bei etwa der 300. Ordnung. Diese kamen in den beiden anderen Versuchsreihen nicht vor. Nach etwa 80 Betriebsstunden kann ein Amplitudenanstieg als auch ein Bilden neuer Bänder in den Spektren der beiden Versuche der *Versuchsreihe-C* beobachtet werden. Dies ist ein Indiz für den initialen Beginn des am Ende des Versuchs detektierten Lagerschadens.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass der Prüfstand nicht optimal im Hinblick auf eine Frequenzuntersuchung aufgebaut ist. Das Auftreten von Überrollfrequenzen mit mehreren Vielfachen zeigt, dass die Prüfwelle Eigenschwingungen im betrachteten Frequenzbereich besitzt. Neben der Passierfrequenz der Wälzkörper inklusive ihrer Vielfachen konnten ebenfalls Frequenzbänder festgestellt werden, die durch Steifigkeitssprünge beim Überrollen der mit Taschen versehenen Auflagefläche des stehenden Rings verursacht werden. Unabhängig hiervon konnte mit Hilfe der Schwingungsauswertung das Auftreten stark ausgeprägter Oberflächenveränderungen wie z. B. die Riffelbildung in Versuch *B-e1* (vgl. Abb. 6.8 d) oder das Lagerversagen in *Versuchsreihe-C* anhand von Veränderungen der Ordnungsspektren zeitlich eingegrenzt werden. Geringere Oberflächenveränderungen wie etwa die Riffelschattierung zeichneten sich ebenfalls durch einen Anstieg in einzelnen Spektren aus, sind jedoch schwieriger zu identifizieren. Insgesamt stellt die Schwingungsüberwachung von mechanisch-elektrisch belasteten Versuchen eine gute ergänzende Messmethode da, um einzelne Phänomene zeitlich einzugrenzen und ihre Auswirkungen zu quantifizieren.

6.5 Auswirkungen der mechanisch-elektrischen Belastungen auf das Schmiermittel

Um eine Aussage über den Einfluss der mechanischen und elektrischen Belastungen auf den dielektrisch wirkenden Schmierstoff zu erhalten, werden umfangreiche Analysen durchgeführt. Hierzu wird nach jedem Prüflauf das Schmiermittel in der Prüfkammer in einen Probenbehälter abgefüllt und einem externen Dienstleister zur Verfügung gestellt. Zum Einsatz kommen neben rheologischen Messungen der Viskositäten auch eine Quantifizierung der metallischen und organischen Verschleißpartikel im Öl, Untersuchungen zur Oxidation sowie eine Infrarot-Spektroskopie. Die hier ausgewählten Untersuchungen sind als ein Screening zu verstehen und bieten einen ersten Überblick über beeinflusste Kennwerte. Der Vergleich der einzelnen Proben erfolgt auf der Basis einer zuvor vermessenen unbelasteten Referenzprobe. Somit können die einzelnen Ergebnisse qualitativ miteinander verglichen und Unterschiede besser herausgearbeitet werden. In den einzelnen Teiluntersuchungen stellten sich die folgenden Ergebnisse ein:

- *IR-Spektroskopie - unauffällig*

Die Untersuchung der belasteten Öle hat für alle Versuche einen IR-Index größer 99 % ergeben. Das bedeutet, dass jedes einzelne Transmissionsdiagramm höchstens 1 % von der Referenzprobe abweicht. Zur Verdeutlichung sind hierzu in Abbildung 6.9 die einzelnen gemessenen Spektren zusammengefasst dargestellt. Dazu sind neben der Frischölkurve die Gesamtminima, -maxima und -mittelwerte über *alle* Versuche abgebildet. Hieraus ist

ersichtlich, dass es im Rahmen dieser Versuchsreihe zu keiner signifikanten Beeinflussung des Schmierstoffes kommt, welche durch die IR-Spektroskopie nachweisbar wäre.

In [Mue04] sind hierzu gegenteilige Untersuchungsergebnisse publiziert. So konnte in [Mue04] im verwendeten Schmierfett ein Abbau von Carbonsäuren (*COOH-Gruppe*) festgestellt werden. Dieser korrelierte zur Höhe des Lagerstresses und damit zur elektrischen Belastung. Demgegenüber stehen Versuchsergebnisse aus [Jag05], welche sich mit den hier vorliegenden Ergebnissen decken. In den dort durchgeführten Spektroskopien konnte ebenfalls keine Abweichung der Spektren zwischen frischem sowie elektrisch belastetem Öl und folglich auch kein Zusammenhang zwischen Stromdurchgang und Schmiermittelalterung festgestellt werden. In beiden Arbeiten wurden ebenfalls Oberflächenveränderungen beobachtet, welche vergleichbar sind mit den in Kapitel 6.3 dargestellten.

Demnach zeigt sich die IR im vorliegenden Fall als *unauffällig* und im Bezug auf eine Beurteilung der elektrischen Alterung von Schmierstoffen als *nicht eindeutig*.

- *Verschleißpartikel - nicht eindeutig*

Die detaillierte Analyse (vgl. Anlage 9.6 Tabelle 9.5 und Tabelle 9.6) auf Kontamination identifiziert die mit bloßem Auge sichtbaren Verunreinigungen in *Versuchsreihe-C* als Eisenpartikel aus Lagerlaufbahnen und Wälzkörpern. Ursächlich hierfür sind die bei der makroskopischen Betrachtung der Lagerringe sichtbaren Ausbrüche und Pittings dieser Versuchsreihe. Bei den weiteren Versuchen ist der Eisenwert als Verschleißindikator im niedrigen zweistelligen Bereich. In einzelnen Versuchen (*A-m1*, *A-e3-b* und *C-e1*) ist eine erhöhte Siliziumkonzentration festzustellen. Die wahrscheinlichste Ursache hierfür sind Verunreinigungen des Schmiermittels durch den Abrieb des Schleifringüberträgers. Ein Zusammenhang mit dem Grad der elektrischen Belastung und der Konzentration der Verschleißpartikel lässt sich im Rahmen dieser Versuchsreihe *nicht eindeutig* belegen.

- *Viskosität - unauffällig*

Die vermessene Viskosität aller Versuche (vgl. Anlage 9.6 Tabelle 9.7) schwankt geringfügig ($\leq 3\%$) um den Wert der Referenzprobe von $105\text{ mm}^2/\text{s}$. Hierbei kommt es jedoch zu *einer* Ausnahme. Der Versuch *A-e2* weist eine deutlich niedrigere Viskosität (40°C) von $92,2\text{ mm}^2/\text{s}$ auf. Diese Abweichung von etwa 13% wird als Ausreißer betrachtet, gerade unter Berücksichtigung der zweiten Viskositätsmessung bei 80°C , welche mit $10,78\text{ mm}^2/\text{s}$ im Rahmen der Streuungen der Versuche liegt. Basierend hierauf kann davon ausgegangen werden, dass es zu keiner Beeinflussung der Viskosität in den vorliegenden Versuchen kam.

Über diese Analysen hinaus wurde das Schmiermittel auch auf Änderungen in der sogenannten Farbzahl als auch auf seine Oxidation hin untersucht. So zeigten die elektrisch belasteten Versuchsöle eine tendenziell leicht stärkere Verfärbung als die Versuche bei reiner mechanischer Belastung. Dies bestätigt auch [Jag05]. Am ausgeprägtesten waren hierbei die Versuche mit 80°C Schmiermitteltemperatur. Die zusätzlich betrachtete Oxidation zeigte keinen Ausschlag bei mechanischen oder kombiniert belasteten Versuchen.

Die tabellarische Zusammenfassung der hier aufgeführten Kennwerte kann Anlage 9.6 entnommen werden. Insgesamt zeigen sich die hier angewandten standardisierten Auswertemethoden als ungeeignet für den allgemeingültigen Nachweis der elektrischen Belastungen in Schmierölen.

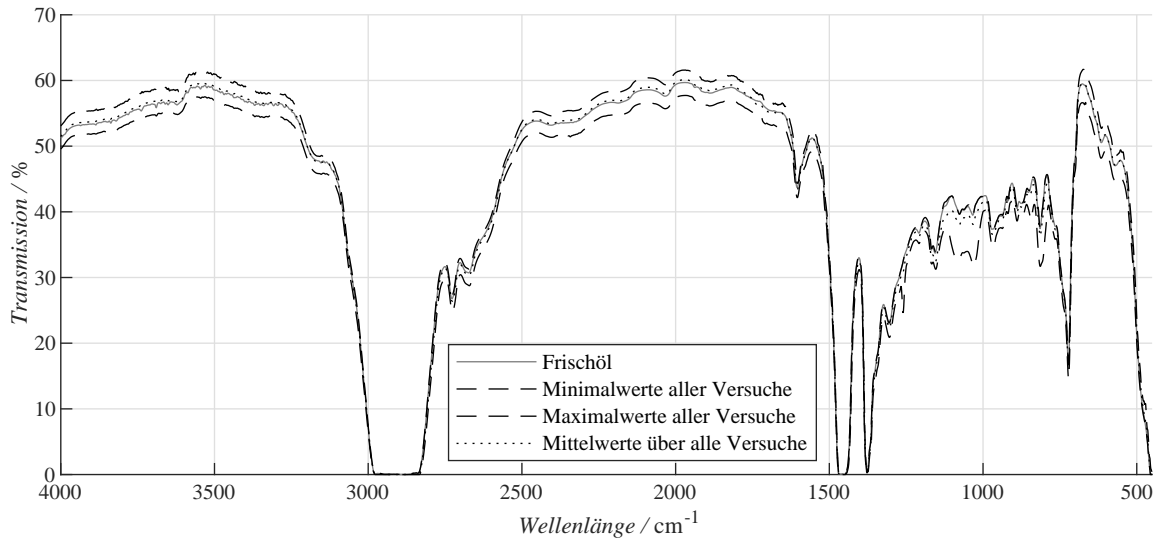


Abb. 6.9: Gegenüberstellung der IR-Spektroskopien der unbelasteten Referenzprobe zu den Minimal-, Maximal- und Mittelwerten aller belasteten Versuchsöle

6.6 Gegenüberstellung der Dauerversuche zum Stand der Forschung

Zur Untersuchung der Auswirkungen von elektrischen Belastungen auf den Wälzkontakt wurden umfangreiche Versuche diverser Autoren durchgeführt (z. B. [Mue04], [Zik10], [Rad16], [Gem17], [Tis17], [Bec20], [Wei21]). Die Zusammenführung dieser Versuche mit teils sehr unterschiedlichen Fragestellungen auf gemeinsame Kennwerte zur Herstellung einer Vergleichbarkeit erweist sich aufgrund unterschiedlicher Auswertemethodiken als nur bedingt möglich. Die in diesem Kapitel vorgestellten Dauerversuche weisen Gemeinsamkeiten mit den Versuchen von [Mue04], [Rad16], [Gem17], [Bec20] und [GCK22b] auf und können in Grenzen mit diesen in Relation gesetzt werden. Maßgeblich zum Vergleich sind hier das elektro-mechanische Belastungslevel (hier die Lagerstromdichte) als auch die Dauer der Versuche bzw. die Anzahl der Schaltvorgänge des Umrichters, während denen es zu einem Stromfluss über das Lager kommt. Diese Häufigkeit des Auftretens einer elektrischen Belastung welche zu einem Stromfluss über den tribologischen Kontakt führt wird im weiteren Verlauf als die *Anzahl stromfließender Ereignisse* bezeichnet. Notwendig wird dieser Kennwert daher, dass in den zu vergleichenden Versuchen elektrische Belastungseinheiten mit unterschiedlichen Schaltfrequenzen eingesetzt wurden. Somit kommt es in einem identischen Zeitfenster zu einer divergierenden Anzahl an Schaltvorgängen mit einhergehendem parasitärem Stromfluss. Demnach erlaubt diese Kenngröße den Vergleich der einzelnen Versuche unabhängig ihrer zeitlichen Dauer.

In Abbildung 6.10 sind die Ergebnisse von [Mue04], [Gem17] und die hier durchgeführten Versuche unter Berücksichtigung der vorangegangenen Überlegungen zusammengefasst. Zur besseren Übersichtlichkeit wurden die Versuche von [Rad16] als auch [Bec20] nicht übernommen. Zumal sich die dort durchgeführten Versuche in einem überlappenden Bereich mit den Versuchen von [Gem17] befinden. Weiterhin sind diese Versuche in Durchläufer und in solche Versuche auf-

geteilt worden, bei denen nach Beendigung des jeweiligen Versuchs Riffel festgestellt wurden. Eine zeitliche Eingrenzung der Riffelentstehung, beispielsweise mittels Schwingungsmessungen, erfolgte in keinem der Versuche außerhalb dieser Arbeit. Demnach kann das exakte Auftreten dieser als Schaden zu klassifizierenden Oberflächenveränderung zeitlich nur bedingt zu der Anzahl an stromfließenden Ereignissen korreliert werden. Weiterhin erscheint eine klare Definition von elektrischen Belastungsgrenzwerten, unterhalb derer es zu keinem Schaden kommt, auf der Basis dieser Versuche als nicht eindeutig. So wurde bereits in [Gem17] festgehalten, dass es

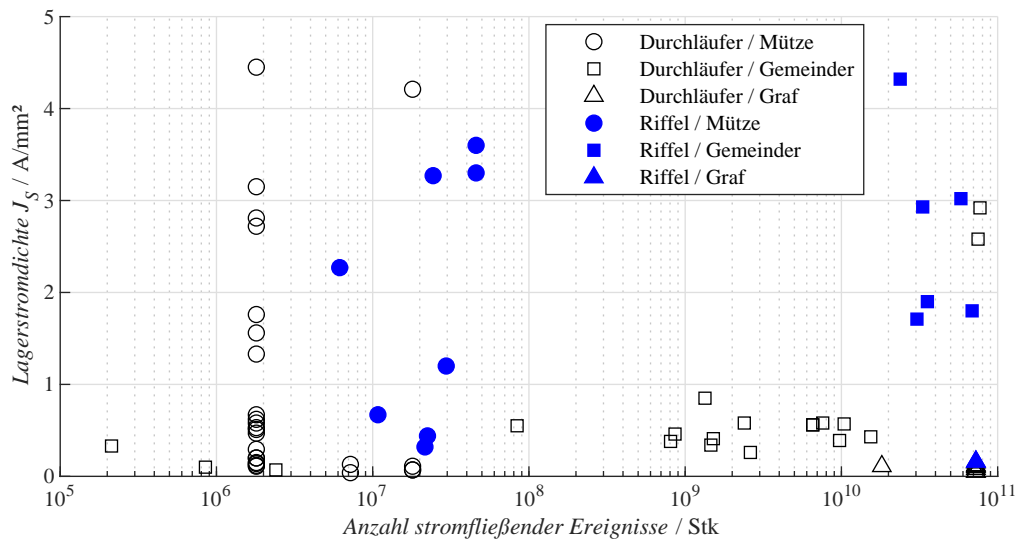


Abb. 6.10: Gegenüberstellung der durchgeführten Dauerversuche mit und ohne Riffel nach Beendigung des Versuchs mit Ergebnissen aus den Arbeiten [Mue04], [Gem17], [GCK22b]

bei der Übertragung des Bemessungskennwertes der Lagerstromdichte von einer Lagergröße auf eine andere zu Unschärfen in den zulässigen Grenzen der Lagerstromdichte kam. Demnach würde das hier verwendete Axiallager bei deutlich kleineren Lagerstromdichten ($\bar{J}_{L,max} \geq 0,15$) zu Riffelbildung neigen. Unabhängig hiervon fehlt den Dimensionierungskennwerten Lagerstromdichte bzw. Lagerscheinleistung eine zulässige Häufigkeit von stromfließenden Ereignissen. Hierzu wurde in [Mue04] die Dimensionierungskenngröße Lagerstress eingeführt. Innerhalb der Versuchsreihen wurde jedoch nicht der Zeitpunkt des Entstehens einer Riffelstruktur festgestellt, sondern nach fixen Versuchszeiten die Prüflinge demontiert und festgehalten, wie viel Prozent der Lagerlaufbahn umgeschmolzen waren. Die Korrelation des Lagerstress zur Ausprägung von Riffeln ist jedoch uneindeutig [Mue04].

Als das primär zu vermeidende elektrische Schadensereignis sind die Riffel anzusehen. Um deren Auftretenswahrscheinlichkeit zu prognostizieren, erscheinen die vorliegenden Dimensionierungskennwerte als noch nicht ausgereift. Gerade der Zusammenhang zur Anzahl der elektrischen Ereignisse bis zur Entstehung der Riffel fehlt in den bisherigen Betrachtungen. Weiterhin konnte in dieser Arbeit als auch in [GCK22b] gezeigt werden, dass bei einer ähnlichen nominellen elektrischen Last die Schmierfilmhöhe anscheinend entscheidend bei der Bildung von Riffeln ist (hoher / niedriger Schmierfilm \leftrightarrow erhöhte / reduzierte Riffelneigung). Diese Hypothese und die hier generierten Ergebnisse berücksichtigend, wird in Abbildung 6.11 ein als Vorschlag zu

verstehender *elektro-mechanischer Grenzwert* gegen Riffel dargestellt.

Hierin ist auf der Ordinate dargestellt die Lagerscheinleistung als Maß für die Leistung, die bei einem Stromfluss im tribologisch-elektrischen Kontakt umgesetzt wird, multipliziert mit der zentralen Schmierfilmhöhe des Kontaktes. Die Schmierfilmhöhe ist in diesem Zusammenhang als die Schlagweite, also die Distanz, die der Strom zum Potentialausgleich zurücklegen muss, zu verstehen. Diese Kenngröße ist aufgetragen über der Anzahl der stromfließenden Ereignisse. Innerhalb dieses Diagramms wurden die Dauerversuche der hier vorliegenden Arbeit eingetragen (\triangle - *Versuche ohne Riffel* / \triangle - *Entstehungszeitpunkt Riffel*). Der Versuch *A-e1* wurde mit einer reduzierten Anzahl an stromfließenden Ereignisse basierend auf dem Entstehungszeitpunkt der Riffel (ca. 72 h; gemäß Schwingungsmessung) berücksichtigt. Identisches gilt für den Dauerversuch aus [GCK22b], welcher unter weitestgehend vergleichbaren Randbedingungen wie *A-e1* durchgeführt wurde, jedoch die Schmiermitteltemperatur auf 20 °C gehalten wurde. In diesem Versuch kam es bereits nach 24 Stunden zum Einsetzen der Riffelbildung.

Nach der Überführung der Dauerversuche in diese Diagrammform wurden die Riffelversuche mit einer Geraden (- - -) verbunden. Weiterhin wurden ebenfalls die beiden Versuche mit den höchsten Belastungswerten und unterschiedlichen Belastungsereignissen (*B-e1* 20 kHz und *B-e2* 5 kHz) über eine Konstante (- - -) miteinander in Beziehung gebracht. Hierdurch teilt sich Abbildung 6.11 in zwei Bereiche. Im Teilbereich unterhalb der beiden Begrenzungslinien wird davon ausgegangen, dass sich eine graue Laufspur bildet. Ist die elektrische Belastung oberhalb der Begrenzung, lautet die Annahme, dass es zu einer Riffelbildung kommt. Auf diesen Überlegungen basiert der hier vorgestellte Ansatz zur elektro-mechanischen Auslegung von tribo-elektrischen Kontakten. Dieser ist mit weiteren experimentellen Untersuchungen zu untermauern als auch ist zu überprüfen, wie allgemeingültig dieser Ansatz ist. So sind Abhängigkeiten vom verwendeten Schmiermittel, der Höhe des Kontaktdruckes und eventuell auch dem Wälzlagerstyp zu erwarten.

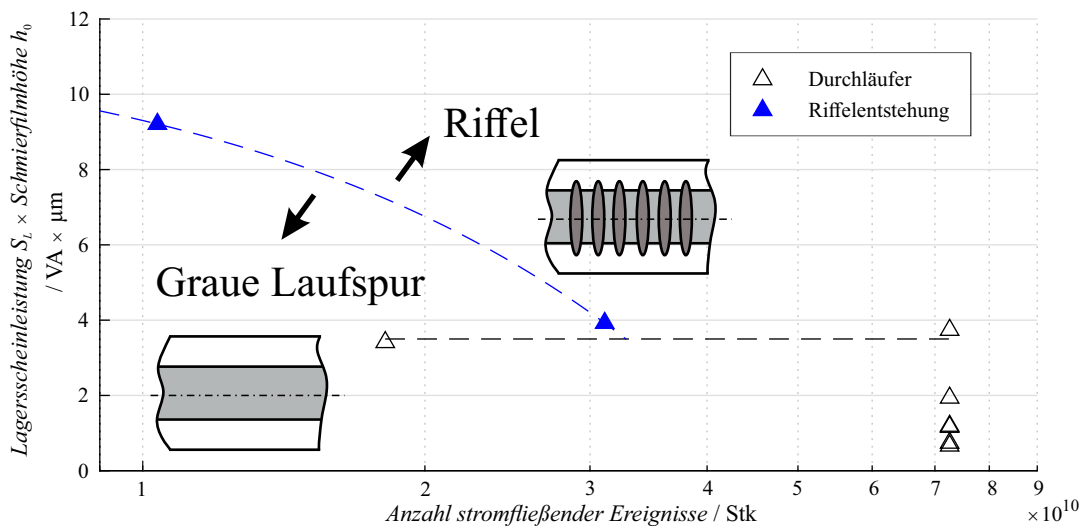


Abb. 6.11: Hypothese zur Dimensionierung tribo-elektrischer Kontakte gegen Riffelbildung auf Basis der durchgeführten Dauerversuche

6.7 Zusammenfassung der Erkenntnisse der Dauerversuche

Durch die gestaffelten Dauerversuche konnten unterschiedliche Effekte von parasitärem Lagerstrom auf Wälzlager nachgewiesen und ihr Einfluss klassifiziert werden. Hierbei sind im Verlauf der Versuche unterschiedliche Veränderungen über der Belastungszeit aufgetreten, welche nachfolgend zusammengefasst und miteinander verknüpft werden.

So wurden im Rahmen dieser Arbeit 13 Versuche über einen Belastungszeitraum von 168 Stunden durchgeführt. Als Randbedingungen wurden die mechanische Belastung in Form einer Variation der wirkenden Lagerkräfte, die Schmiermitteltemperatur, die Höhe der Quellenspannungsamplitude als auch die Schaltfrequenz variiert. Der Prüfling (Axiallager 51208), die Drehzahl, das eingesetzte Schmiermittel und die Art der eigentlichen Spannungsquelle waren über alle Versuche identisch.

Mittels der eingesetzten Mess- und Analysetechnik konnten die Versuche umfangreich ausgewertet werden. Hierzu wurden der Lagerstrom und die Lagerspannung, die Beschleunigungsamplituden der Prüfwelle als auch die sich über den Versuchszeitraum verändernde Impedanz zeitaufgelöst erfasst. Weiterhin wurden zu definierten Zeitpunkten die Oberflächen der Kontaktpartner mittels Licht und Konfokalmikroskopie vermessen und die Gewichte der einzelnen Komponenten des zu prüfenden Wälzlagers mittels Feinmesswaage bestimmt. Darüber hinaus wurde gegen Ende der Versuche die Mikrohärte der Laufbahnen geprüft und das jeweils eingesetzte Schmiermittel durch einen externen Dienstleister analysiert.

Basierend auf den einzelnen Messgrößen und ihrer Auswertung und den anschließenden Analysen können folgende Rückschlüsse aus den Versuchen gezogen werden:

elektrische Belastung über der Versuchszeit - signifikant

Im Rahmen der Auswertung der Versuche wurden unterschiedliche Methoden der Visualisierung und Dokumentation der elektrischen Belastung über der Zeit erfasst. Diese reichen, bezogen auf ihre Detaillierungsstufe, von einem einzelnen Kennwert für den Gesamtversuch bis hin zu einer zeitaufgelösten Häufigkeitsverteilung von elektrischen Ereignissen je Versuch. Weiterhin wurden hier auch die bekannten Dimensionierungskennwerte wie Lagerstromdichte, Lagerscheinleistung und Lagerstress ermittelt. Ein Vergleich dieser Kennwerte mit den aus der Literatur bekannten Beanspruchungsgrenzen (vgl. Kap. 2.2.4) zeigte, dass die Belastungen nur bei einzelnen seltenen Ereignissen die unteren Bemessungskennwerte (*Lagerstromdichte*, *Lagerscheinleistung*, *Lagerstress*) überschreiten. Trotz dieser geringen Belastung stellten sich in den Versuchen kritische Oberflächenschäden, wie etwa Riffel, ein. Hierfür liefert [Gem17] einen möglichen Erklärungsansatz. So konnte hier beobachtet werden, dass bei der Übertragung der an einem spezifischen Radialrillenkugellager ermittelten Dimensionierungskennwerte auf andere Lagergrößen es zu Unstimmigkeiten bei den Grenzbelastungen kommt. Durch die Verwendung des Axiallagers ist demnach unklar, ob die an einem Radialrillenkugellager ermittelten Grenzbelastungen für diese Lagerbauform ebenfalls gelten. Die identische Problematik zeigt sich auch bei der Verwendung der Lagerscheinleistung als Bemessungsgröße.

Unabhängig hiervon wurde zur besseren Vergleichbarkeit der Versuche die kumulierte elektrische Kontaktenergie eingeführt. Auf dieser Basis konnte eine Größenordnung der elektrischen Lagerverluste bestimmt werden, wodurch sich die Vergleichbarkeit der einzelnen Versuche un-

tereinander nochmal erhöht. Im Laufe der fortschreitenden Auswertung zeigte sich, dass die detaillierte Auswertung der elektrischen Belastungen mittels der Häufigkeitsdarstellung (vgl. Abb. 6.4) am besten geeignet ist, Kreuzkorrelationen zwischen ebenfalls zeitlich veränderlichen Messgrößen, wie etwa der Schwingungsmessung, aufzuzeigen.

Als Kompromiss zwischen einem eindimensionalen Kennwert und der detaillierten Häufigkeitsauswertung wurde weiterhin eine Boxplotdarstellung ähnlich zu [Jos19] etabliert, welche die Bewertung des Versuchs erlaubt.

Veränderung der Wälzoberfläche - signifikant

Sowohl an den Laufbahnen als auch an den Wälzkörpern traten als Folge der elektrischen Belastungen Veränderungen an den Oberflächentopografien auf. Diese unterscheiden sich signifikant von den Topografien der rein mechanischen Referenzversuche.

So zeigt die subjektive Auswertung der Oberflächen mittels eines Lichtmikroskops (vgl. Abb. 6.6), dass mit steigender elektrischer Belastung die Laufspur einen zunehmend silbrigen Glanz annimmt, in welchem die Bearbeitungsriefen und Einlaufspuren, wie im umliegenden Gebiet, nicht mehr zu sehen sind. Dieses Phänomen wird als *gray frosting* bezeichnet. Im überwiegenden Teil der vorliegenden Versuche ging das *gray frosting* mit einer starken Glättung der Oberflächen einher, als dessen Ursache von einem ohmschen Stromfluss ausgegangen wird. Weiterhin zeigte sich bei diesen Versuchen auch, dass die Glättung am stehenden Ring ausgeprägter ist als am rotierenden (vgl. Abb. 6.7). Bei einem Stichversuch (*B-e2*) mit reduzierter Schaltfrequenz wurde ebenfalls eine graue Laufspur beobachtet, welche sich aber durch eine Clusterung einzelner Entladekrater vom Rest der Laufbahn abhob. Ebenfalls stellten sich beim Versuch *A-e1* Riffel auf der Laufbahn ein. Demnach konnten auch bei niedrigen C_0/P Verhältnissen alle bekannten Oberflächenveränderungen, welche im Zusammenhang mit parasitären Lagerströmen bekannt sind, beobachtet werden. Darüber hinaus kam es vereinzelt zum Auftreten sogenannter Lagerstrommarken (vgl. Abb. 6.6 e und f). Weiterhin konnten auch Riffelschattierungen beobachtet werden.

Der Einsatz einer topografischen Messung (im vorliegenden Fall mittels Konfokalmikroskop) der Oberfläche, wie bereits etwa in [GS20c] durchgeführt, zeigt einen entscheidenden Mehrwert bei der Klassifizierung der Veränderung der Oberflächenrauheiten. So zeigt gerade die Gegenüberstellung der Abbott-Firestone Kurven der *Einlaufphase* zu denen der *Belastungsphase* deutlich den Einfluss der elektrischen-mechanischen Last (vgl. Abb. 6.7). Gerade der Abgleich zu den mechanischen Referenzversuchen zeigt hier nochmals den signifikanten Einfluss der zusätzlichen elektrischen Belastung. Basierend auf der Auswertung der Oberflächenkennwerte erscheint es im Kontext der vorliegenden Versuche als ratsam, die Oberflächenparameter der *reduzierten Spitzenhöhe* (Spk) und der *reduzierten Talhöhe* (Svk) zur Klassifizierung der Auswirkung der elektro-mechanischen Belastung auf die Oberflächentopografie zu verwenden.

Weiterhin kann auf Basis der vorliegenden Versuche die Hypothese formuliert werden, dass die Riffelbildung bei identischer Höhe der Quellenspannung und sich ähnlichen einstellenden elektrischen Lagerbelastungen signifikant von der Schmiermitteltemperatur abhängt. Grundlage für diese Hypothese sind die Versuche *A-e1* (40 °C) und *A-e4* (80 °C) in Kombination mit Ergebnissen aus [GCK22b]. So wurden hier vergleichbare Versuche zur *Versuchsreihe-A* durchgeführt, jedoch mit einer Schmiermitteltemperatur von 20 °C und 60 °C. Die elektrische

Belastung entsprach in diesen Versuchen ebenfalls einer Quellenspannung von 60 V_(pk to pk) bei einer Schaltfrequenz von 20 kHz. Auch hier zeigte sich die Vergleichbarkeit der sich einstellenden elektrischen Belastungen (vgl. Abb. 6.3 a und 6.4 a und e) zueinander; jedoch bildeten die beiden Versuche bei den unteren Temperaturen Riffel aus (stärkere Ausprägung bei niedrigerer Temperatur) und die Versuche mit erhöhter Temperatur zeigten eine ausgeprägte Glättung in ihrer Oberflächentopografie. Hierbei muss berücksichtigt werden, dass die Schmiermitteltemperatur tendenziell zwei Auswirkungen auf das elektrische Ersatzsystem hat. Zum einen kommt es durch eine Erhöhung der Temperatur zu einem Absinken der Durchschlagfeldstärke, womit tendenzielle Entladungen früher stattfinden können (vgl. Abb. 5.11). Zum anderen wird durch die Erhöhung der Temperatur die Schmierfilmhöhe stark beeinflusst (wie etwa in Abb. 5.6 b gezeigt). Im Zusammenhang mit der elektrischen Belastung kann das dazu führen, dass sich die Charakteristik des leitfähigen Kanals ändert. Ähnlich der Veränderung einer Glimmentladung hin zu einer Bogenentladung, womit sich auch die Art der sich einstellenden Schädigung der Elektroden verändert.

Schwingungsanalyse - unterstützend

Mit Hilfe der Schwingungsauswertung konnte das erstmalige Auftreten stark ausgeprägter Oberflächenveränderungen wie z. B. die Riffelbildung in Versuch *A-e1* oder das Lagerversagen in *Versuchsreihe-C* anhand von Veränderungen der Ordnungsspektren zeitlich eingegrenzt werden. Sie bestätigt ebenfalls die in der Oberflächenuntersuchung festgestellte Glättung, welche sich durch eine absinkende Amplitude der Schwingungen äußert. Gleichzeitig sorgen lokal begrenzte Laufbahnveränderungen für die Bildung neuer Bänder, die in manchen Versuchen beobachteten Riffelschattierungen äußerten sich in vergleichbarer Form.

Durch eine Untersuchung der Überrollfrequenzen konnte herausgefunden werden, dass der Versuchsaufbau im Betrieb Schwingungen im ausgewerteten Frequenzbereich besitzt. Neben der Passierfrequenz der Lagerringe inklusive mehrerer Vielfachen konnten ebenfalls Frequenzbänder festgestellt werden, die durch Steifigkeitssprünge beim Überrollen der mit Taschen versehenen Auflagefläche des stehenden Rings verursacht werden.

Weiterhin konnte eine mögliche Kreuzkorrelation zwischen der sich einstellenden elektrischen Belastung, der sich einstellenden Oberflächentopografie und dem zeitlichen Auftreten einzelner Schwingungsamplituden im Ordnungsspektrum aufgezeigt werden.

Schmierstoffanalyse - weitere Erforschung notwendig

Die eingesetzten Analysemethoden zeigten keinen eindeutigen Einfluss einer elektrischen Belastung auf das eingesetzte Schmiermittel. Die IR-Spektroskopie als auch die rheologischen Eigenschaften befinden sich etwa auf dem Niveau einer Frischölprobe und sind mit den mechanischen Referenzversuchen vergleichbar. In den Versuchen mit Ausbrüchen am Lager konnten erhöhte Werte an Eisenabrieb beobachtet werden. Weiterhin lag in ausgewählten Versuchen eine erhöhte Konzentration an Silizium vor. Ursächlich hierfür ist aller Wahrscheinlichkeit nach ein erhöhter Abrieb des Schleifringüberträgers. Demnach konnte eine Wechselwirkung zwischen der elektrischen Last mit einer Schädigung des Schmiermittels trotz deutlicher elektrischer Oberflächenschäden mit den durchgeführten Analysen nicht festgestellt werden. Auch wenn die Schmierstoffanalyse nicht im Fokus der vorliegenden Arbeit stand, zeigt sich doch, dass

die IR-Spektroskopie nicht eindeutige Ergebnisse im Kontext einer elektrischen Belastung zeigt (vgl. Kapitel 6.5 zu [Mue04] und [Jag05]) als auch eine Korrelation verschiedener Verschleißpartikel zur elektrischen Belastung im Rahmen dieser Versuche nicht festgestellt werden konnte. Ob weiterführende Analysen (wie etwa *Remaining Useful Live Evaluation Routine (RULER) Test*, *Nuclear Magnetic Resonance (NMR) Spektroskopie* oder eine *dielektrische Spektroskopie*) den Einfluss der elektrischen Belastung erfassen können und zu welchen Wechselwirkungen es zwischen einzelnen Additiven und den sich in der Folge der elektrischen Belastung einstellenden elektrischen Feldern kommt, zeigt die hier vorgestellte Versuchsreihe nicht auf.

Impedanzmessung - unterstützend / uneindeutig

Bei der Verwendung der Impedanzmessung zur Überwachung des tribologischen Zustandes sind im Rahmen der hier durchgeführten Versuchskampagne folgende Punkte aufgefallen. So konnte in Kapitel 5.3 gezeigt werden, dass bereits niedrige Wechselspannungsamplituden zu einem Durchschlagen des geschmierten Kontaktes führen können. Die Größenordnung dieser Durchschlagspannung liegt im Bereich der möglichen Messspannung eines Impedanzmessgerätes. Hierbei kann es dann zu Fehlinterpretationen der Eigenschaften des tribologischen Kontaktes (vgl. etwa Kapitel 5.3.3) kommen.

Ein weiteres Phänomen, welches im Rahmen der Versuche beobachtet werden konnte, ist die *Impedanzerholung* [KGH23] (siehe Anlage 9.7). Hierbei handelt es sich um einen Effekt, welcher als Folge der Wechselwirkungen zwischen aufgeprägter elektrischer Belastung und der Messung der Impedanz auftreten kann. So kommt es bei der Impedanzmessung nach der erfolgten Belastungsphase elektro-mechanischer Versuche zu einer Veränderung der Impedanz und des Phasenwinkels über der Zeit. Zur Beobachtung dieses Phänomens wurde bei ausgewählten Versuchen nach der Belastungsphase die elektrische Beanspruchung ausgeschaltet und die mechanischen Betriebsbedingungen wurden beibehalten. Hierauf aufbauend wurden dann über einen längeren Zeitraum (bis zu 60 Minuten) kontinuierlich Impedanzmessungen durchgeführt. Dabei konnte beobachtet werden, dass die Impedanz von einer auf die andere Messung kontinuierlich ansteigt, bis sie in etwa das Niveau des reinen mechanischen Versuchs erreicht. Diese Erholung der Impedanz hin zu ihrem Ursprungswert konnte über einen Zeitraum von 15 bis 60 Minuten beobachtet werden (vgl. Anlage 9.7). Bei reinen mechanischen Versuchen konnte dieser Effekt nicht detektiert werden. Ursächlich hierfür könnte die Erhöhung der freien Ladungsträger im Schmierstoff durch die zuvor erfolgte elektrische Belastung sein. Diese freien Ladungsträger erhöhen signifikant die Leitfähigkeit des untersuchten Schmierstoffs und führen in der Folge zu einer Reduktion der Impedanz als auch zu einer Veränderung des Phasenwinkels. Dieser Effekt der freien Ladungsträger ist etwa auch bei den Messungen der Durchschlagspannungen bekannt und wird in entsprechenden Normen berücksichtigt (beispielsweise nach [DIN60243-1], [DIN60156], [ASTMD877], [ASTMD3300]).

Unabhängig hiervon zeigt dieser Effekt auf, dass die Überwachung eines elektrisch-mechanisch belasteten Dauerversuchs mittels Impedanzmessungen seine Grenzen hat. So kann in den rein mechanisch belasteten Versuchen davon ausgegangen werden, dass Verschleißpartikel bzw. chemische Alterung des eingesetzten Schmiermittels die Ursache für Änderungen in der Leitfähigkeit und der relativen Permittivität sind. Bei elektrischer Zusatzbelastung werden diese Effekte durch auftretende Entladungen mit einhergehender Veränderung der elektrischen Kenngrößen

überlagert. Dieses Phänomen ist bei der Interpretation bei einem Versuch unter kombinierter Belastung zwingend zu berücksichtigen.

Bestimmung der Verschleißgewichte - eventuell zu kurze Versuchszeit

In Anhang 9.8 sind die Gewichte der beiden Lagerringe sowie des Wälzkörpersatzes vor und nach den Versuchen tabellarisch zusammengefasst. Zwischen den Messungen haben sich nur minimalste Veränderungen im einstelligen Milligrammbereich gezeigt, ein Zusammenhang mit der Bestromung lässt sich nicht erkennen. Weiterhin ist auch darauf hinzuweisen, dass selbst bei dem Versuch *A-e1* trotz der ausgeprägten Riffelbildung kein feststellbarer Gewichtsunterschied erfasst werden konnte.

Die Ergebnisse der Gewichtsbestimmung lassen mehrere mögliche Interpretationen zu, so könnte die gewählte Versuchszeit nicht ausreichend für einen feststellbaren Verschleiß gewesen sein oder etwa die bei der elektrischen Belastung einhergehende Temperatur führt zu einem Umformprozess der Oberfläche, weswegen die Rauheiten lediglich plastisch deformiert werden.

Messung der Kleinsthärte - weitere Untersuchungen notwendig

Die Ergebnisse dieser Messreihe sind im Anhang 9.9 zusammengefasst dargestellt. Wie zu erwarten, nimmt mit einer Vergrößerung der Kontaktpressung auch die Oberflächenhärte der Lagerlaufbahnen zu. Dieser Effekt begründet sich durch die zunehmende Verdichtung und Plastifizierung der Rauheitsspitzen als Folge der gestiegenen Kontaktkraft. Weiterhin konnte beobachtet werden, dass die Kleinsthärte bei den Versuchen mit elektrischer Zusatzbelastung um bis zu 5 % gegenüber den mechanischen Referenzversuchen reduziert war. Infolge der hohen Streuung der einzelnen Messungen ist jedoch nicht eindeutig festzustellen, ob dieser Effekt eine Folge der elektrischen Belastung ist oder es sich um eine statistische Unsicherheit handelt. Eindeutig erscheint jedoch die deutlich niedrigere Härte im Riffelzentrum (um 11 % niedriger) als an den Bereichen zwischen den einzelnen Riffeln, in denen noch die initiale Laufbahn vorzufinden ist.

Inwieweit die Topografieveränderung der Oberfläche oder die erhöhte thermische Belastung des Werkstoffes ursächlich hierfür sind, konnte nicht abschließend geklärt werden. Die Messreihe legt jedoch nahe, die Werkstoffveränderung durch die elektrische Belastung detaillierter zu untersuchen.

Dimensionierungskennwerte - weitere Untersuchungen notwendig

Auf Basis der bekannten Dimensionierungskennwerte, wie der scheinbaren Lagerstromdichte, dem Lagerstress oder der Lagerscheinleistung, hätte in keinem der hier durchgeführten Dauerversuche ein Schaden bzw. eine Beeinflussung der Lagerlaufbahnen auftreten dürfen. Jedoch wurden Riffelschattierungen (*B-e1*) und Riffel (*A-e1*) festgestellt. Die Ergebnisse zur Art des Stromflusses in Wälzkontakten aus Kapitel 5.2 berücksichtigend, wurde eine Hypothese für einen elektro-mechanischen Grenzwert gegen Riffel formuliert. Diese beinhaltet als Bezugsgröße neben der Leistung des Stromflusses (Lagerscheinleistung) die Multiplikation mit der Schmierfilmhöhe zur Berücksichtigung der Schlagweite der Entladung. In Anhang 9.10 (Abb. 9.12) ist dieser Grenzwert unter Verwendung der Lagerstromdichte dargestellt.

Insgesamt ist die Forschungsfrage der Dimensionierung nicht abschließend geklärt und erlaubt

weitere Untersuchungen in diesem Bereich. Hier ist insbesondere eine einheitlichere Auswertung und Analyse zukünftiger Dauerversuche anzustreben, um auch Ergebnisse anderer Autoren mit in eigene Betrachtungen einzubeziehen.

Abschließend kann festgehalten werden, dass, neben der genauen Analyse der *wirkenden elektrischen Belastungen* und der sich ausprägenden *Schwingungen* über der Versuchszeit, die Veränderungen der *Oberflächen* der Kontaktpartner eines der *aussagekräftigsten Merkmale* zum Nachweis einer elektromechanischen Beanspruchung ist. Die Auswirkung dieser elektrisch induzierten Oberflächenveränderung auf tribologische Kenngrößen wie den Traganteil oder auch die Kontaktsteifigkeit der Rauheit sind der Forschungsgegenstand für die simulativen Untersuchungen im nachfolgenden Kapitel.

7 Simulative Untersuchungen

Im vorangehenden Kapitel konnte experimentell gezeigt werden, wie kombinierte elektrische und mechanische Lasten die Oberflächenmorphologie von Wälzlagerlaufbahnen verändern. Ergänzend hierzu fokussieren die folgenden Untersuchungen auf die simulative Untersuchung der Auswirkungen dieser Oberflächenveränderung auf mechanische Kenngrößen des Kontaktes. Weiterhin wird ebenfalls eine Abschätzung vorgenommen, welche Belastungen zu den Oberflächenveränderungen geführt haben. Die primäre Fragestellung dieses Kapitels ist demnach:

»Wie wirkt sich die elektrisch induzierte Oberflächenveränderung auf die mechanischen Lastzustände aus und welcher Anteil der elektrischen Belastungen führt zu der Oberflächenveränderung?«

Das hierzu entwickelte numerische Modell berücksichtigt dazu neben den Oberflächenrauheiten auch das nichtlineare Materialverhalten des Wälzlagerwerkstoffes und basiert auf dem Ansatz nach [GS22]. Dem in diesem Rahmen entwickelten Simulationsansatz liegt eine gekoppelte Euler-Lagrange Finite-Element-Simulation zugrunde. Als Eingangsgröße dienen die im Rahmen der Dauerversuche vermessenen Oberflächentopografien. So liefern die Modelle Erkenntnisse zum Tragverhalten der Oberflächen, der veränderten mechanischen Belastungssituation und der Veränderung der spezifischen Schmierfilmhöhe. Im Vergleich zu rein mechanisch belasteten Referenzoberflächen erlauben diese Simulationen eine Bewertung der elektrischen Last auf das Wälzlager.

Daneben wird ebenfalls eine detaillierte Betrachtung der Oberflächenumformung (vgl. Kapitel 6.3) der elektrisch und mechanisch belasteten Versuche vorgenommen. So erfolgt eine erste Einschätzung der von der Wälzlagerlaufbahn absorbierten elektrischen Belastung, welche sich in Form der ausgeprägteren Oberflächenveränderung manifestiert. Die hierzu entwickelte Simulationsstrategie setzt spezifische Vereinfachungen und Näherungen voraus und stellt demnach noch keine geschlossene Lösung der Problemstellung dar. Trotzdem erlaubt diese erste Einschätzung der elektrischen Zusatzbelastung eine Verbesserung der Auslegung von tribo-elektrischen Kontakten und kann als erster Schritt hin zu einer geschlossenen Auslegungsstrategie verstanden werden.

7.1 Modellbeschreibung

Klassischerweise wird für die Simulation von rauen Oberflächen auf die so genannte Halbraumtheorie zurückgegriffen. Hierbei handelt es sich um ein Verfahren, welches auf den

Gleichungen nach Boussinesq [Bou85] basiert und eine Erweiterung einfacher Federmodelle (vgl. Abb. 7.1 a und b) darstellt. Der Vorteil gegenüber alternativen Simulationsmethoden, wie etwa der Finite-Element-Methode (FEM), liegt darin, dass zur Abbildung der Deformations-Kraft-Beziehung eine Dimension weniger modelliert werden kann. Die Spannungsverteilung in Tiefenrichtung des Materials wird demnach erst in einem zweiten Berechnungsschritt ermittelt. Dies führt zu einem wesentlichen Vorteil in der Rechenzeit gegenüber einem Finite-Element-Ansatz (vgl. [Bar15]).

Im Vergleich zu einem Federmodell berücksichtigt die Modellierung im Halbraum zusätzlich die Wechselwirkung benachbarter Strukturen und den Einfluss einer auf einen Punkt der Oberfläche wirkenden Kraft auf sämtliche Stützstellen des Diskretisierungsgitters. Diese beiden Vorteile für sich begründen die weite Verbreitung dieser Methode im Umfeld der Simulation rauer Oberflächen [Lei09], [Bar15], [MS17].

Weitere verbreitete Simulationsmethoden zur Abbildung von Kontakten unter Berücksichtigung der Oberflächenstruktur der Kontaktpartner sind etwa die Randelementmethode (*eng. boundary element method BEM*) oder auch zelluläre Automaten [Mue16].

Bei der Berücksichtigung von nichtlinearem Materialverhalten muss bei Halbraummodellen während der Simulation die für die Spannungsverteilung notwendige Einflusszahlenmatrix immer wieder ermittelt werden und eine Rückrechnung auf die Steifigkeit erfolgen. Abhängig von der sich ergebenden Spannungsausbreitung muss dann die Berechnung der Deformations-Kraft-Beziehung wiederholt durchgeführt werden. Hierdurch wird der bei linear elastischen und elastisch ideal plastischen Materialverhalten numerische Vorteil, wie in u. a. [MS17] dargestellt, gegenüber der Finite-Element-Methode nivelliert.

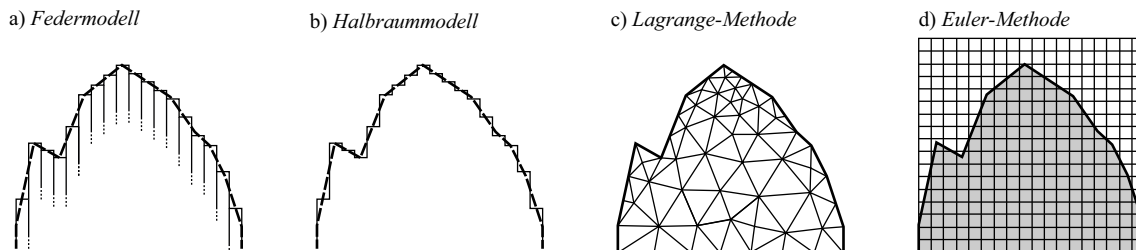


Abb. 7.1: Diskretisierungsstrategien an einer exemplarischen zweidimensionalen Rauheit mittels a) Scheiben- bzw. Federmodell, b) Halbraummethode, c) Lagrange-Methode, d) Euler-Methode

Die klassische Finite-Element-Analyse steht hier allerdings vor anderen Problemen. Raue Oberflächen in einer adäquaten Vernetzungsqualität abzubilden, erfordert ein hohes Maß an Vorbereitung der zu vernetzenden Teilflächen. Dieser entstehende Mehraufwand bei der Partitionierung führt häufig zu Vernetzungen mit quadratischen Tetraeder Elementen (vgl. Abbildung 7.1 c). Diese stimmen bezüglich ihrer Simulationsgüte gut mit linearen Hexaeder Elementen überein, allerdings wird das zu lösende Gleichungssystem aufgrund der gestiegenen Anzahl an Knoten größer, was mit einer Steigerung der Rechenzeit einhergeht. Ein weiteres Problem bei der Verwendung von Finiten Elementen liegt darin, dass die Netzqualität, aufgrund eines starken Verzerrens der einzelnen Elemente infolge der hohen Deformationen und un stetigen Oberflächenstrukturen in Kombination mit Materialnichtlinearität, abnimmt.

Diese Nachteile berücksichtigend kommt für die hier durchgeführten Simulationen ein Finite-Element-Ansatz auf Basis der gekoppelten Euler-Lagrange-Methode (*engl. Coupled Eulerian Lagrange CEL*) zum Einsatz. Diese Methode kombiniert die Diskretisierungsarten nach Lagrange und Euler innerhalb eines Modells. Dabei werden Kontinua als Lagrange-Körper formuliert, um mit einem in einem Eulernetz diskretisierten Körper interagieren zu können. Bei der Verwendung eines Eulernetzes zur Diskretisierung eines Bauteils wird im Gegensatz zu Lagrange-Modellen nicht das eigentliche Bauteil, sondern ein Kontrollvolumen vernetzt, in dem sich dann das Kontinuum des Bauteils befindet (vgl. Abb. 7.1 d). Die CEL erlaubt die Interaktion der beiden Diskretisierungsarten in einem Modell, wie es exemplarisch in Abbildung 7.2 dargestellt ist. Bei der CEL handelt es sich um eine bewährte Simulationsmethode, welche vor allem zur Simulation von Prozessen verwendet wird, bei denen Bauteile großen plastischen Verformungen unterliegen und ein Ergebnis mit akzeptabler numerischer Güte durch eine reine Lagrange-Formulierung nicht mehr erreicht werden kann. Prozesse, auf die die CEL-Formulierung angewandt werden kann, können z. B. Tiefziehen [HZ15], Bohren [ASA16], Drehen [HY12] oder Rührreibschweißen [ASB19] sein.

Zur Simulation rauer Oberflächen bietet sich diese Methode daher an, da im Vergleich zur reinen Lagrange-Diskretisierung einer rauen Oberfläche Vernetzungsunstetigkeiten und stark deformierte Elemente infolge der Rauheiten vermieden werden können (vgl. Abbildung 7.1 c zu d). Weiterhin kann im Gegensatz zum Halbraum das nichtlineare Materialverhalten implementiert werden, ohne dass bei einsetzender Plastifizierung eine permanente Neuberechnung der Einflusszahlenmatrix notwendig ist. Die Anpassung erfolgt hier lediglich anhand der Elementsteifigkeitsmatrizen. Ein Einsatz dieser Methode auf die Simulation rauer Oberflächen wurde in [GS22] gezeigt.

7.1.1 Aufbau des numerischen Modells

Nachfolgend wird der Aufbau des verwendeten Modells zur Simulation von Kontakten unter Berücksichtigung der rauen Oberfläche beschrieben. Wie zuvor erläutert, vermeidet dieser Ansatz die Nachteile der klassischen lagrangeschen FE, die in diesem Simulationsumfeld auftreten können und stellt somit eine Alternative zu den auf diese Problemstellung angewendeten Simulationsmethoden dar [GS22].

Abbildung 7.2 visualisiert durch eine exemplarische 2D-Skizze den Aufbau des zur Abbildung des mechanischen rauen Kontaktes entwickelten numerischen Modells mittels der CEL-Formulierung. Die vermessene Oberfläche wird zunächst zu einem Volumenkörper mit definierter Dicke extrudiert. Hierdurch entsteht ein Quader mit einer rauen und fünf ebenen Mantelflächen, an welchen später die Randbedingungen definiert werden.

Nach der Überführung der rauen Oberfläche in einen Volumenkörper mit einer rauen Oberfläche und glatten Berandungen wird dieser in ein Eulergitter integriert. Hierzu werden sowohl der Volumenkörper als auch der diskretisierte Eulerraum übereinandergelegt und das Volumen mit dazugehörigen Informationen (wie Materialbeschreibung, Füllgrad des Elementes) wird in die überlappenden Eulerelemente eingepreßt. Mittels dieses Vorgangs erhält das Eulergitter zum einen die Information, in welchen Elementen *Volumen / ein physischer Körper* vorhanden ist und zum anderen die Information, welches *Material* in welcher Materialformulierung an dieser

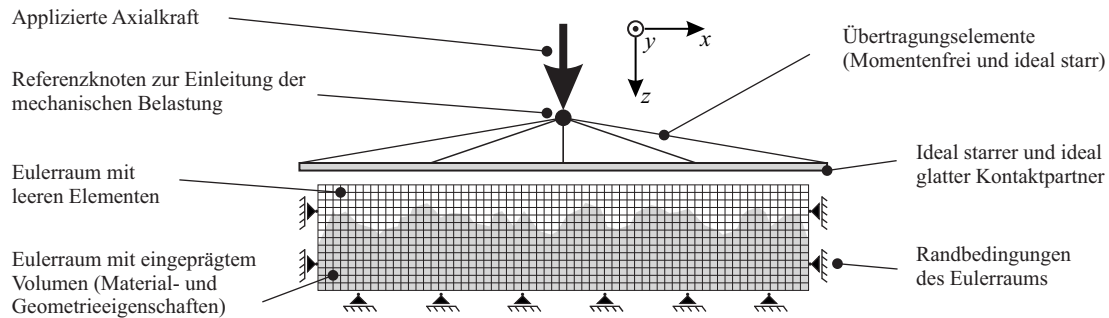


Abb. 7.2: Schematische 2D-Darstellung des zur Simulation einer rauen Kontaktsituation mittels der CEL-Formulierung verwendeten numerischen Modells

Stelle vorliegt. Dadurch, dass der Füllstand eines Elementes in der zur Simulation genutzten Finite-Element-Umgebung (*ABAQUS CAE*) nicht ausschließlich binär (0 oder 1 / leer oder voll), sondern auch Zwischenstufen annehmen kann, können Schrägungen der Oberflächenrauheiten abgebildet werden. Dieser Umstand wird dadurch noch verbessert, dass Elementfüllstände auf die Elementknoten approximiert werden. Diese Schrägungen und approximierten Elementfüllstände werden auch bei der Kontaktfindung berücksichtigt [Sys17]. Die Kontaktformulierung erfolgt in diesem Modell ohne Berücksichtigung von Reibungseffekten. Ursächlich hierfür ist, dass in den generierten Simulationen primär Normalkräfte abgebildet werden und tangentialen Effekte vernachlässigt werden sollen.

Die Mantelflächen des Eulerraums werden entsprechend Abbildung 7.2 mit Randbedingungen versehen, sodass ein Ausströmen von Material an den Rändern des Eulerraums nicht möglich ist. Weiterhin werden hier Stoßwellen nicht reflektiert, sondern aus dem Modell ausgeleitet. Als Kontaktpartner für die raue Oberfläche wird ein ideal glattes und als ideal starr angenommenes Schalenelement in Lagrange-Formulierung verwendet. Zur vereinfachten Implementierung der mechanischen Lastkomponente wird dieser Kontaktpartner über einen einzelnen Referenzpunkt gesteuert. Dieser ist mittels ideal starrer Stabelemente mit dem lagrangeschen Schalenelement gekoppelt. Die Bewegung des Raumpunktes ist nur in Lastrichtung freigegeben, die tangentialen und rotatorischen Freiheitsgrade sind gesperrt.

Um die geringstmögliche Manipulation der Oberflächen zu gewährleisten, wurde der Diskretisierungsabstand im Eulergitter so gewählt, dass ein aufgenommener Höhendatenpunkt der Oberfläche auch einem Diskretisierungspunkt entspricht. Somit ergibt sich für den Eulerraum als auch den Kontaktkörper konform zum Teilausschnitt der vermessenen Oberfläche eine Diskretisierung von 450×450 Elementen (entspricht einer Kantenlänge von $0,7 \text{ mm} \times 0,7 \text{ mm}$) in der Ebene. Weiterhin werden entlang der Tiefenextrusion der Oberfläche 40 Elemente (entspricht $0,062 \text{ mm}$) für den Eulerkörper vorgesehen (vgl. Abb. 7.2).

Eine über diese Tiefe hinausgehende Berücksichtigung einer Struktursteifigkeit, basierend auf der makroskopischen Geometrie, wird in dieser Modellierungsausprägung nicht vorgesehen und wird an dieser Stelle vernachlässigt.

7.1.2 Materialverhalten

Zur Abbildung des nichtlinearen Materialverhaltens und einer damit einhergehenden exakteren Abschätzung der sich ausbildenden Spannungsspitzen und Teilplastifizierungen der rauen Oberflächen wird die Materialbeschreibung nach Johnson und Cook [JC83] verwendet. Hierbei handelt es sich um ein empirisches Modell basierend auf experimentell ermittelten Werkstoffkennwerten. Gemäß Formel 7.1 setzt sich das Johnson-Cook-Modell aus drei miteinander gekoppelten Termen zusammen, einem zur Beschreibung der plastischen Dehnung, einem zur Klassifizierung des Einflusses der Dehnrates auf die Verfestigung des Materials als auch einem Term zur Berücksichtigung der thermischen Entfestigung.

$$\sigma_{\text{Fließ}}(\varepsilon_P, \dot{\varepsilon}_P, T) = (A + B \times \varepsilon_P^n) (1 + C \log \dot{\varepsilon}_P) (1 - T_H^m) \quad (7.1)$$

mit

$$T_H(T) = \left(\frac{T - T_{\text{Umgebung}}}{T_{\text{Schmelz}} - T_{\text{Umgebung}}} \right) \quad (7.2)$$

Sowohl eine weiterführende Beschreibung des Modells als auch der durchzuführenden Versuche zur Ermittlung der Werkstoffparameter können neben [JC83] auch [LNS16] entnommen werden. Auf Basis der definierten Simulationsziele wird nicht auf eine weitergehende Betrachtung des Einflusses der Dehnratenverfestigung eingegangen. Zumal diese auch auf Basis der vorangegangenen Beschreibung des Modellaufbaus mit identischen Belastungsgeschwindigkeiten und definierten Haltezeiten einen nahezu gleichbleibenden Einfluss auf die Ergebnisse hätte und damit kein wesentlicher Erkenntnisgewinn zu erwarten ist. Hierdurch vereinfacht sich Gleichung 7.1 zu:

$$\sigma_{\text{Fließ}}(\varepsilon_P, T) = (A + B \times \varepsilon_P^n) (1 - T_H^m) \quad (7.3)$$

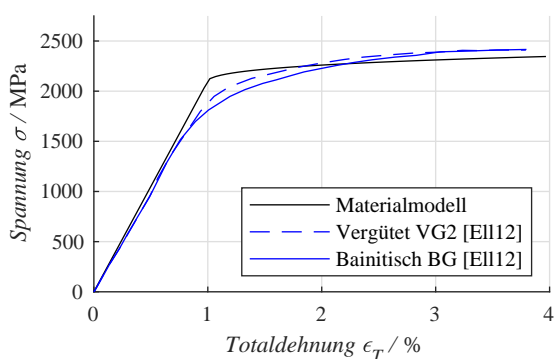


Abb. 7.3: Gegenüberstellung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung des verwendeten Materialmodells mit Zugkurven vergleichbarer Vergütungsstufe

Die in der Modellierung verwendeten Materialparameter für einen 100Cr6-Wälzlagerstahl, können Tabelle 7.1 entnommen werden. Diese Modellparameter stammen aus [Bil07] und wurden an Probekörpern mit zu Wälzlagern vergleichbarer Vergütungsstufe ermittelt, weswegen sie hier ebenfalls verwendet werden können. Diese Parameter zeigten in diversen weiteren Veröffentlichungen und Referenzierungen (u. a. [LNS16], [Gok10]) ihre Gültigkeit. Weiterhin wird in Abbildung 7.3 ein Abgleich zwischen in [Ell12] experimentell ermittelten Zugkurven mit vergleichbar vergüteter Werkstoffqualität und dem Materialmodell unter Verwendung der Parameter gemäß Tabelle 7.1 dargestellt.

Tab. 7.1: Materialparameter des mittels dem Johnson-Cock-Modell abgebildeten Wälzlagerstahl 100Cr6

A	B	n	$T_{Schmelz}$	$T_{Umgebung}$	m
in MPa	in MPa	in -	in K	in K	in -
2033	850	0,3	1793	293	1,03

7.2 Simulation der Auswirkungen der elektrischen Oberflächenveränderungen

Aufbauend auf den in Kapitel 6.3 Abbildung 6.7 dargestellten Abbott-Firestone Kurven werden nachfolgend die Auswirkungen der Glättung auf die Deformations-Kraft-Beziehung der Oberflächen dargestellt. Hierzu werden die Ergebnisse der Simulationen der experimentell erzeugten Oberflächen in einzelnen Teilbereichen analysiert. Zunächst wird der Einfluss der zusätzlich wirkenden elektrischen Belastung auf den Traganteil als auch auf die Kontaktsteifigkeit dargestellt. Weiterhin führt die beobachtete Rauheitsreduzierung infolge der elektrischen Belastung zu einem homogeneren Spannungsverlauf [GS22]. Dieser wird für exemplarische Oberflächenausschnitte aufgezeigt.

7.2.1 Beeinflussung des Traganteils und der Kontaktsteifigkeit durch elektro-mechanische Belastung

In der Folge der kombinierten elektrisch-mechanischen Belastung kommt es zu den im Rahmen von Kapitel 6 dargestellten Oberflächenveränderungen. Deren Auswirkungen wurden bereits anhand spezifischer Oberflächenkennwerte (Anlage 9.5) und allgemein über die Auswertung der Abbott-Firestone Kurven (vgl. Abb. 6.7) verdeutlicht. Unabhängig hiervon führen die beobachteten Glättungen auch zu einer Veränderung des Verhältnisses von realer (A_{real}) zu theoretischer ($A_{theoretisch}$) Kontaktfläche bei einer spezifischen Belastung. Ursächlich für diese beiden unterschiedlichen Flächen ist, ob die Oberfläche eines Bauteils als *theoretisch* glatt oder als *real* rau betrachtet wird (vgl. Kapitel 2.2.2). Dieses Flächenverhältnis wird auch als *Traganteil* r bezeichnet:

$$r = \frac{A_{real}}{A_{theoretisch}} \quad (7.4)$$

Im Kontext des elektrischen Stromdurchgangs ist der Festkörpertraganteil für zwei wesentliche Fragestellungen interessant. Zum einen kann über ihn das vorherrschende tribologische System und damit das sich bildende elektrische System unter der Zuhilfenahme von tribologischen Simulationen identifiziert werden. Zum anderen ist es möglich, mittels des Traganteils den Grad der Oberflächenumformung infolge der elektrisch veränderten realen Kontaktfläche zu beurteilen. Hierneben führen die elektrisch induzierten Oberflächenmutationen auch zu einer Beeinflussung der Kontaktsteifigkeit der veränderten Oberflächenrauheiten. Auch diese kann mittels der vorliegenden Simulation untersucht und beschrieben werden. Neben einer weiteren Bemessung zur

Beurteilung des Grades der Oberflächenveränderung kann diese Kenngröße auch für Kontaktschwingungssimulationen verwendet werden. So kommt es beispielsweise bei Radiallagern unter einer kombinierten mechanischen und elektrischen Belastung zu einer vorwiegend in der Lastzone veränderten Oberfläche (Riffel / graue Laufspur). Außerhalb der Lastzone ist hier jedoch oft keine wesentliche Beeinflussung der Laufbahn feststellbar. Um zu überprüfen, ob sich durch die so entstehenden Wechsel in der Oberflächenstruktur und einer damit einhergehenden Veränderung in der Kontaktsteifigkeit eine Schwingungserregung ergeben kann, können die hier bestimmten Kontaktsteifigkeiten verwendet werden.

Die Simulationsergebnisse der experimentell erzeugten Oberflächen sind bezüglich des Traganteils in Abbildung 7.4 und zur Kontaktsteifigkeit in Abbildung 7.5 dargestellt. Hierbei sind die einzelnen Kenngrößen jeweils über dem nominellen Kontaktdruck p_{nom} aufgetragen. Dieser ergibt sich aus dem Bezug zu der im jeweiligen Berechnungsschritt i applizierten Axialkraft F_{Axial} bezogen auf die theoretische Kontaktfläche.

$$p_{nom}(i) = \frac{F_{Axial}(i)}{A_{theoretisch}} \quad (7.5)$$

Hierbei bestätigt sich das bereits aus den Abbott-Firestone Kurven (vgl. Abb. 6.7) zu vermutende tendenzielle Verhalten der ausgewerteten Größen Traganteil und Kontaktsteifigkeit. So sind die Unterschiede bei den rein mechanisch beanspruchten Oberflächen zwischen dem Einlauf und dem Ende der Dauerversuche nur sehr gering (vgl. Abb. 7.4 und 7.5 a bis c). Bei den Versuchen mit einer zusätzlich wirkenden elektrischen Belastung kommt es in der Folge der auftretenden Einglättung zu einer Vergrößerung der Traganteile. Weiterhin ist bei diesen Oberflächen die Kontaktsteifigkeit gegenüber dem eingelaufenen Zustand erhöht. Auch in den Ergebnissen der Kontaktsimulation bestätigt sich, dass bei den beiden Versuchen mit einer Lagerzwischenkreisspannung von 20 V_{pk to pk} (*A-e3-a* und *A-e3-b*) nur eine geringe Beeinflussung der Oberfläche vorliegt. Ebenso verdeutlichen die Simulationen, dass es zwar zu einer Veränderung der Traganteile bzw. der Kontaktsteifigkeiten an den jeweiligen Lagerlaufbahnen kommt, diese Änderungen jedoch innerhalb der Streuung der Ergebnisse aller Initialoberflächen liegen. Ergebnisse aus [GS21] und [GS22] zeigen jedoch auch, dass die Oberflächenglättung infolge der elektrischen Belastung auch so massiv sein kann, dass es zu einer so massiven Einglättung kommt, dass die Traganteile und Kontaktsteifigkeiten sich signifikant erhöhen.

Weiterhin sei auf die Simulationsergebnisse der Oberflächenausschnitte der Versuche h1) *B-e3-rotierend*, k2) *A-e3-b-stehend* und m1) *A-e4-rotierend* hingewiesen. Bei diesen kam es zu einem frühzeitigen Abbruch der Simulation, weswegen der im letzten Simulationsschritt angestrebte Kontaktdruck von 3000 MPa nicht erreicht werden konnte. Ursächlich für den Simulationsabbruch waren Singularitäten bei der Kontaktfindung zwischen der im Eulerraum eingepprägten Oberfläche und dem lagrangeschen Kontaktkörper.

Zusätzlich zu den bereits durchgeführten Simulationen zeigt Abbildung 7.6 Simulationsergebnisse für einzelne Abschnitte der geriffelten Laufbahn des rotierenden Rings des Versuchs *A-e1* (in den Abbildungen 7.4 und 7.5 jeweils *e1*) *A-e1-rotierend*). Hierzu wurden drei separate Oberflächenausschnitte aus dem ursprünglich vermessenen Oberflächenbereich des Riffels extrahiert. Die einzelnen Oberflächenausschnitte befinden sich in der Mitte eines Riffels (vgl. Abb. 7.6 a1), im Übergang vom Riffel zur geglätteten Laufbahn (vgl. Abb. 7.6 a2) und auf der geglätteten Laufbahn zwischen zwei Riffeln (vgl. Abb. 7.6 a3). Diese jeweiligen Ausschnitte weisen für die

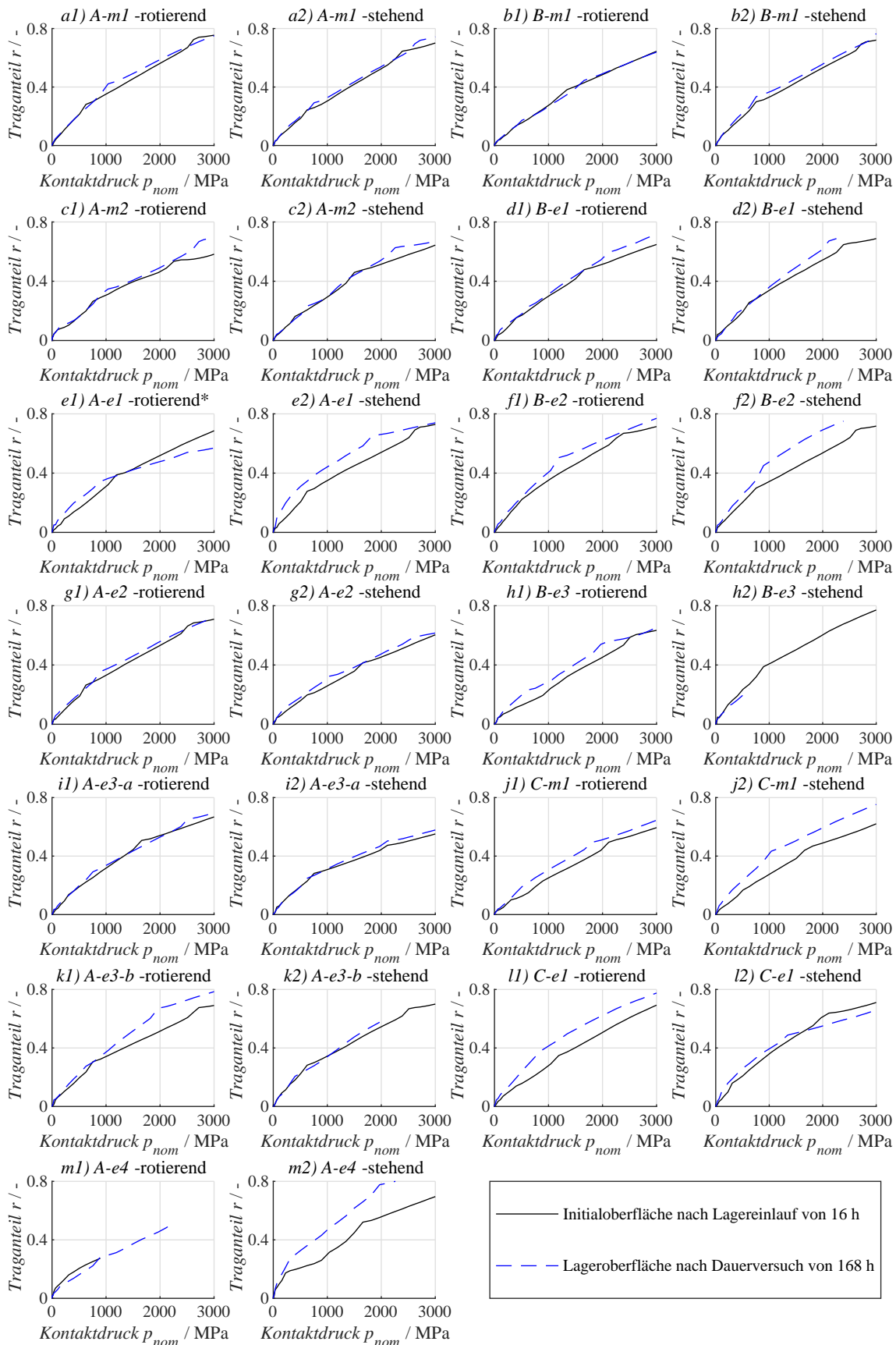


Abb. 7.4: Traganteil über nominellem Kontaktdruck der Lagerlaufbahnen zu Beginn und Ende der Dauerversuche für unterschiedliche Betriebsbedingungen (*Oberflächenausschnitt mit Riffeln)

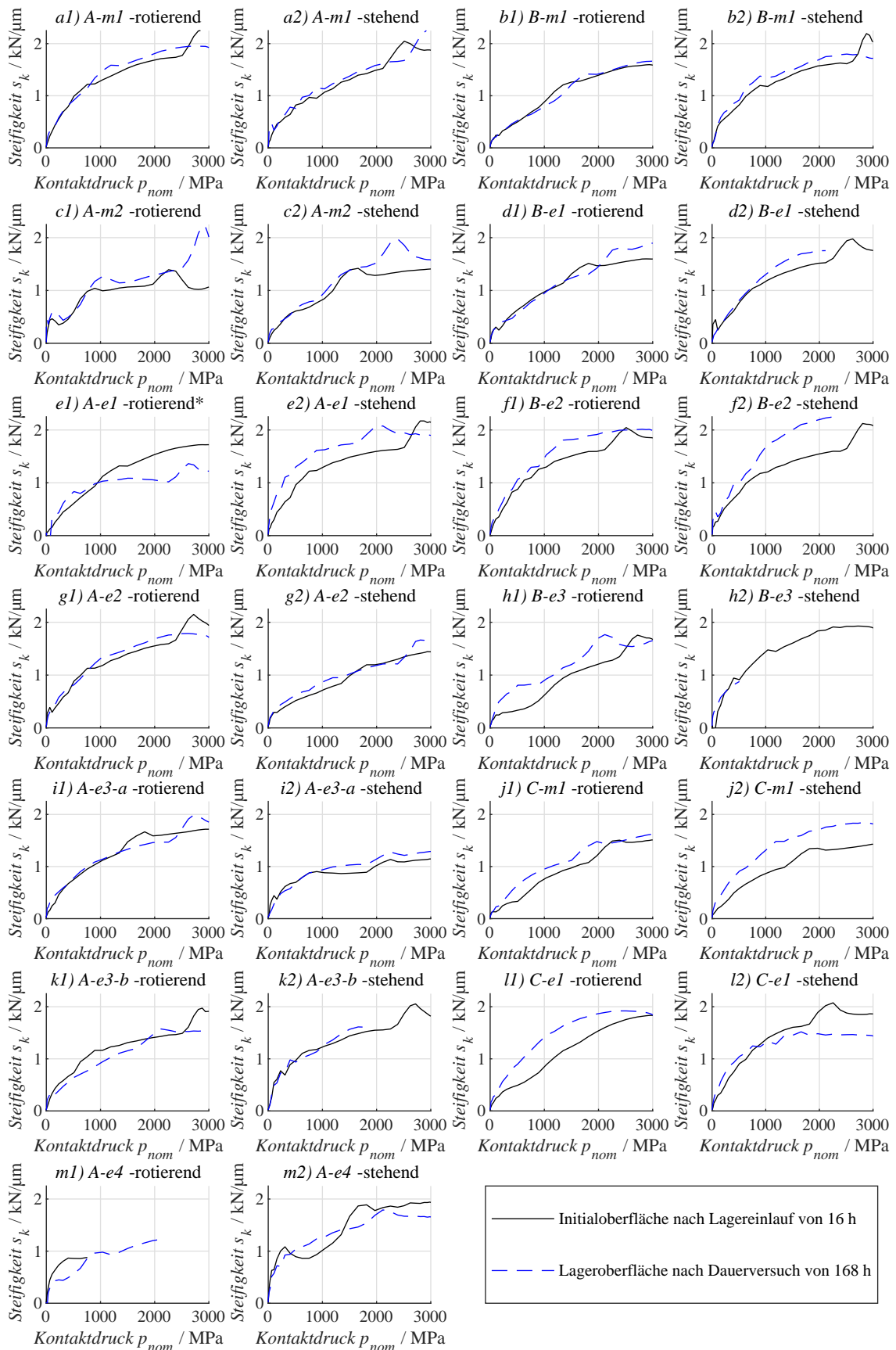


Abb. 7.5: Kontaktsteifigkeit über nominellem Kontaktdruck der Lagerlaufbahnen zu Beginn und Ende der Dauerversuche für unterschiedliche Betriebsbedingungen (*Oberflächenaustritt mit Riffeln)

Simulation eine Kantenlänge von 0,2 mm x 0,2 mm auf. Hierbei werden diese dann bis zu einem nominellen Kontaktdruck von etwa 1800 MPa belastet.

Die Ergebnisse dieser Detailsimulation sind in Abbildung 7.6 aufgeführt und Ergebnissen der eingelaufenen Oberfläche dieses Versuchs gegenübergestellt. So zeigt Abbildungsteil b das Verhalten des Traganteils über dem nominellen Kontaktdruck für die unterschiedlichen Positionen der Simulationsoberflächen. Hierbei zeigt sich, dass an allen elektrisch veränderten Oberflächenausschnitten der Traganteil gegenüber der mechanisch eingelaufenen Oberfläche erhöht ist. Am ausgeprägtesten ist dieses Verhalten für den geglätteten Bereich zwischen zwei Riffeln (*a3*). Hier kommt es zu einer Vergrößerung des Traganteils im Vergleich zur Referenzkurve (*a3*) um bis zu 50 %. Der Traganteil des Oberflächenausschnitts in der Riffelmitte (*a1*) ist um etwa 30 % erhöht, während der Ausschnitt am Riffelrand (*a2*) nur um etwa 20 % vergrößert ist. Wird hierbei berücksichtigt, dass sich der Riffelrand (*a2*) gerade am Übergang zwischen zwei unterschiedlichen Oberflächenstrukturen befindet, ist dieser veränderte Verlauf erwartbar. Das hier beobachtete Verhalten ist in seiner Tendenz auch bei den weiteren untersuchten Kenngrößen wie der Deformation der Oberfläche (Abbildungsteil c) als auch den Veränderungen in der Kontaktsteifigkeit (Abbildungsteil d) zu erkennen.

Wie unter anderem aus den hier vorliegenden Untersuchungen der Dauerversuche hervorgeht, kommt es in der Folge von Riffeln zu erhöhten Schwingungen im Antriebsstrang als auch der Bildung neuer signifikanter Schwingungsordnungen (vgl. Abb. 6.8 e). Gerade vor diesem Hintergrund muss der Wechsel in den Kontaktsteifigkeit (vgl. Abb. 7.6 d) bei der Überrollung der geriffelten Laufbahn durch einen Wälzkörper als zusätzliche Quelle für parametererregte Schwingungen angesehen werden. Betrachtet man die im Rahmen dieser Arbeit beobachtete Riffelschattierung (vgl. Abb. 6.6 d) als eine Vorstufe der Riffel, bei denen mikroskopische unterschiedliche Oberflächenmorphologien erkennbar sind, kann davon ausgegangen werden, dass hier bereits sich verändernde Kontaktsteifigkeit vorliegt. Dies berücksichtigend kann die Hypothese formuliert werden, dass durch Wechsel in der Kontaktsteifigkeit der Wälzkörper zur Schwingung angeregt wird, wodurch der weitere Fortschritt der Riffelstruktur induziert wird. Diese Annahme beachtend, können diese Simulationsergebnisse als Eingangsgrößen für Untersuchungen zum Riffelbildungsprozess verwendet werden.

7.2.2 Spannungsverteilung und Plastifizierung der veränderten Oberflächen

Neben der gezeigten Vergrößerung der Kontaktsteifigkeit und des Traganteils wirkt sich die elektrisch veränderte Oberflächentopografie auch auf weitere mechanische Parameter aus. Diese sind zum einen die mechanische Spannungsverteilung unter der Oberfläche als auch hiermit korrespondierend die Plastifizierung. Hierbei ist davon auszugehen, dass die elektrisch geglätteten Oberflächen zu homogeneren Spannungsverläufen als auch geringeren Plastifizierungen im Vergleich zu rein mechanisch beanspruchten Oberflächen führen. Zur Analyse, wie stark sich die beobachteten Effekte auswirken, ist es ausreichend, diese Detailanalyse an einzelnen ausgewählten Oberflächen durchzuführen. Hieraus kann dann eine Tendenz abgeleitet und weitergehende Rückschlüsse können gezogen werden.

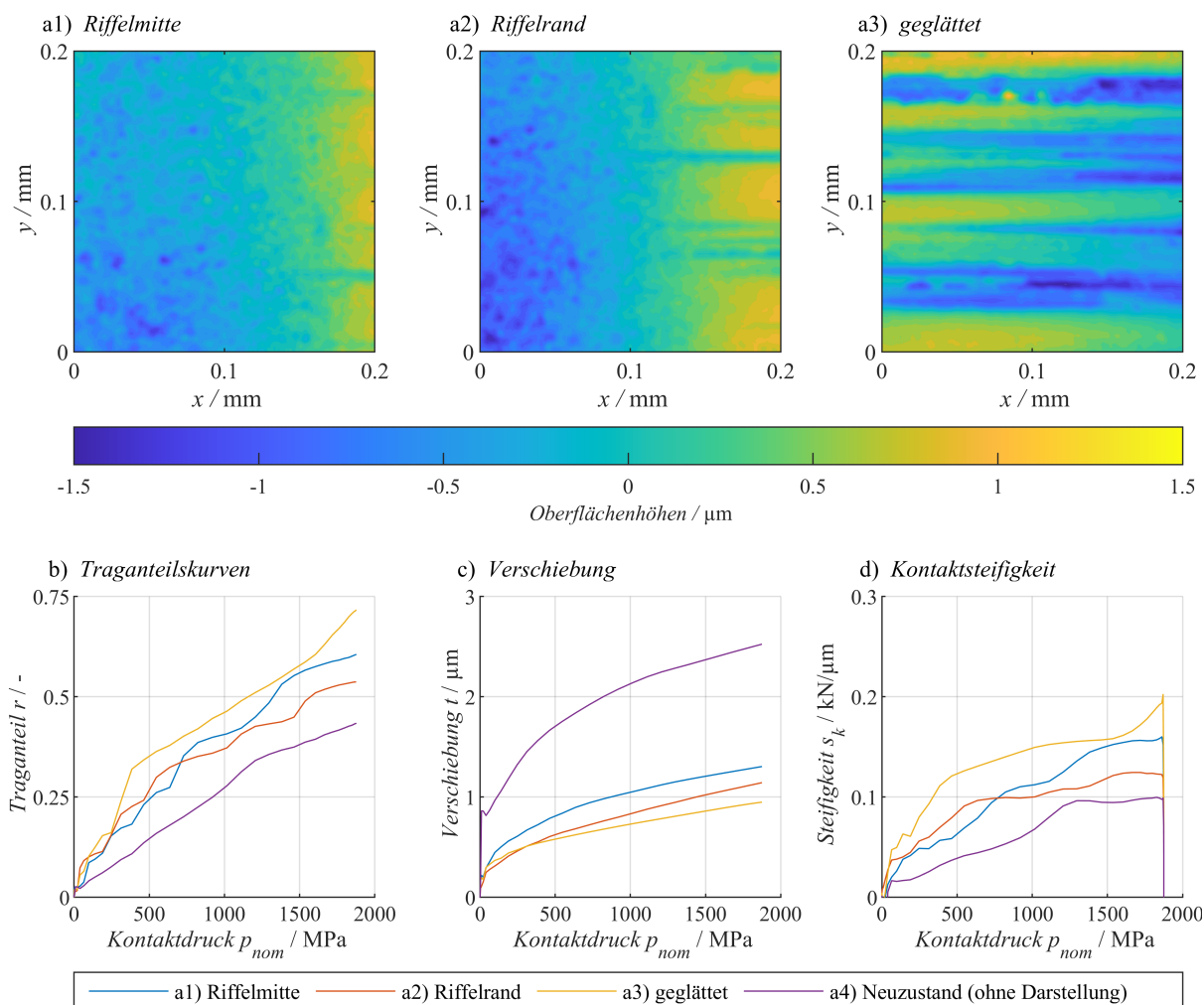


Abb. 7.6: Detail Darstellung des b) Traganteilsverhaltens der c) Verschiebung und der d) Kontaktsteifigkeit über dem nominellen Kontaktdruck für unterschiedliche Oberflächen-ausschnitte a1) bis a3) im Bereich eines Riffels aus Versuch *A-e1*

Veränderung der mechanischen Spannungsverteilung im oberflächennahen Bereich

Als Referenz dienen in dieser Auswertung die Simulationsergebnisse der Oberflächen der rein mechanisch belasteten Dauerversuche *A-m1* (4000 N $C_0/P 19$) sowie *B-m1* (6000 N $C_0/P 13$). Gegenübergestellt werden diese den simulativen Untersuchungen mit den Oberflächen der Lagerlaufbahnen der Dauerversuche *A-e1* (60 $V_{pk\ to\ pk}$ 20 kHz 40 °C) und *A-e4* (60 $V_{pk\ to\ pk}$ 20 kHz 80 °C) sowie *B-e2* (60 $V_{pk\ to\ pk}$ 5 kHz 40 °C) und *B-e3* (60 $V_{pk\ to\ pk}$ 20 kHz 80 °C) als Eingangsgröße. Weiterhin werden ausschließlich die Oberflächen des stehenden Lagerrings als auch der Oberflächenzustand nach der erfolgten Belastungsphase von 168 h untersucht.

Die festgestellten Auswirkungen der veränderten Oberflächenrauheiten auf die *von Mises* Vergleichsspannung sind in Abbildung 7.7 dargestellt. Dazu ist die *von Mises* Spannung in einzelnen x-y Schnittebenen (vgl. Koordinatensystem in Abb. 7.2) für ausgewählte *Materialtiefen* Δ aufgezeigt. Die Materialtiefe Δ beschreibt hierbei, wie weit unterhalb der Kontaktebene der dargestellte Spannungsschnitt im Material liegt. Hierdurch können unterschiedliche Effekte in

Abhängigkeit der Tiefe visualisiert werden. Wie zu erwarten, kommt es zu einer Homogenisierung der sich einstellenden Spannung, je tiefer die betrachtete Schnittebene innerhalb des Materials liegt. Ursächlich hierfür ist, dass die Oberflächenrauheiten sich hier geringer auswirken als in den oberflächennahen Bereichen. Weiterhin ist zu erkennen, dass sich das Maximum der sich einstellenden *von Mises* Spannungen unter der Oberfläche (circa bei $\Delta -0,0084$ mm) einstellt. Hierbei handelt es sich ebenfalls um einen bekannten Effekt.

Die Unterschiede zwischen den Simulationen mit den Oberflächen der mechanischen Referenzen (vgl. Abb. 7.7 a und d) zu den elektrischen Belastungsstufen mit jeweils $60 V_{pk\ to\ pk}$ (vgl. Abb. 7.7 b und e) und identischem Temperaturniveau sind in dieser Auswertungsform nicht stark ausgeprägt. Weiterhin ist der in den vorangegangenen Untersuchungen bereits festgestellte höhere Traganteil der elektrisch belasteten Oberflächen auch in dieser Auswertung zu erkennen. Das zeigt sich daran, dass ein höherer Anteil der Elemente in der Schnittebene einen Spannungsanteil aufweisen als etwa in den mechanischen Referenzen. Auch ist erkennbar, dass die Spannungen aufgrund der geringeren Oberflächenrauheiten homogener sind. So weisen die rein mechanisch belasteten Simulationen noch einzelne Spannungsspitzen bis etwa 2750 MPa auf, welche etwa bei den zusätzlich elektrisch belasteten Oberflächen nicht auftreten (vgl. Abb. 7.7 a1 mit b1 oder d2 mit e2). Insgesamt sind diese Unterschiede bezogen auf die Ausbreitung der *von Mises* Spannungen als gering einzustufen.

Dementgegen stehen die Simulationsergebnisse mit den Oberflächen der Versuche mit erhöhter Schmiermitteltemperatur von $80\text{ }^\circ\text{C}$ (*A-e4* Abb. 7.7 c und *B-e3* Abb. 7.7 f). Trotz vergleichbarem Verhalten in den Traganteilkurven wird bei diesen Simulationen die äußere mechanische Last besser in das Material eingeleitet. Dadurch kommt es zu einem deutlich homogeneren Spannungsverlauf als bei den Simulationen unter Verwendung der Oberflächen mit $40\text{ }^\circ\text{C}$ Schmiermitteltemperatur. Demnach liegen in diesen Simulationen keine hohen und lokal begrenzten Spannungsspitzen als Folge von Oberflächenrauheiten vor. Weiterhin ist auffällig, dass die Schleifriefen der Lagerlaufbahnen in Form eines wellenförmigen Spannungsmusters deutlich in diesen Simulationen hervorgehoben sind. Demnach kommt es bei diesen beiden Simulationen (*A-e4* und *B-e3*) bereits bei wesentlich geringerer Materialtiefe zu einer Homogenisierung der Spannung. Dieses Verhalten kann in dieser Form nicht aus den vermessenen (vgl. Abb. 6.7 Abbott-Firestone Kurven) und simulierten (vgl. Abb. 7.4 Kontaktsimulation) Traganteilkurven abgeleitet werden. Ursächlich für den homogeneren Spannungsverlauf bei vergleichbaren Traganteilkurven der anderen Oberflächen können unterschiedliche Effekte sein. Die wahrscheinlichste Erklärung liegt darin, dass in diesen Betriebszuständen die Rauheitsspitzen so stark reduziert werden, dass es zu keinen bzw. sehr geringen Spannungsspitzen kommt. Hierdurch bleibt die eigentliche Oberflächentopografie (die Fertigungsriefen / Welligkeit) erhalten, welche nur zu geringen Änderungen in den Traganteilkurven führt. Das mündet wiederum in der beobachteten deutlich verbesserten Spannungseinprägung. Dieser Umstand sollte dann ebenfalls in den Simulationen durch eine geringere Plastifizierung ersichtlich sein.

Ausbreitung der Plastifizierung unter der Oberfläche

Zum besseren Vergleich und zur Bewertung der vorliegenden Plastifizierung und ihrem Einfluss in den jeweiligen Modellen wird nachfolgend die *mittlere plastische Dehnung* $\bar{\epsilon}_P$ sowie die *mittlere Fließgrenze* $\bar{\sigma}_V$ eingeführt. Diese beiden Parameter werden dazu verwendet, um übersichtlich

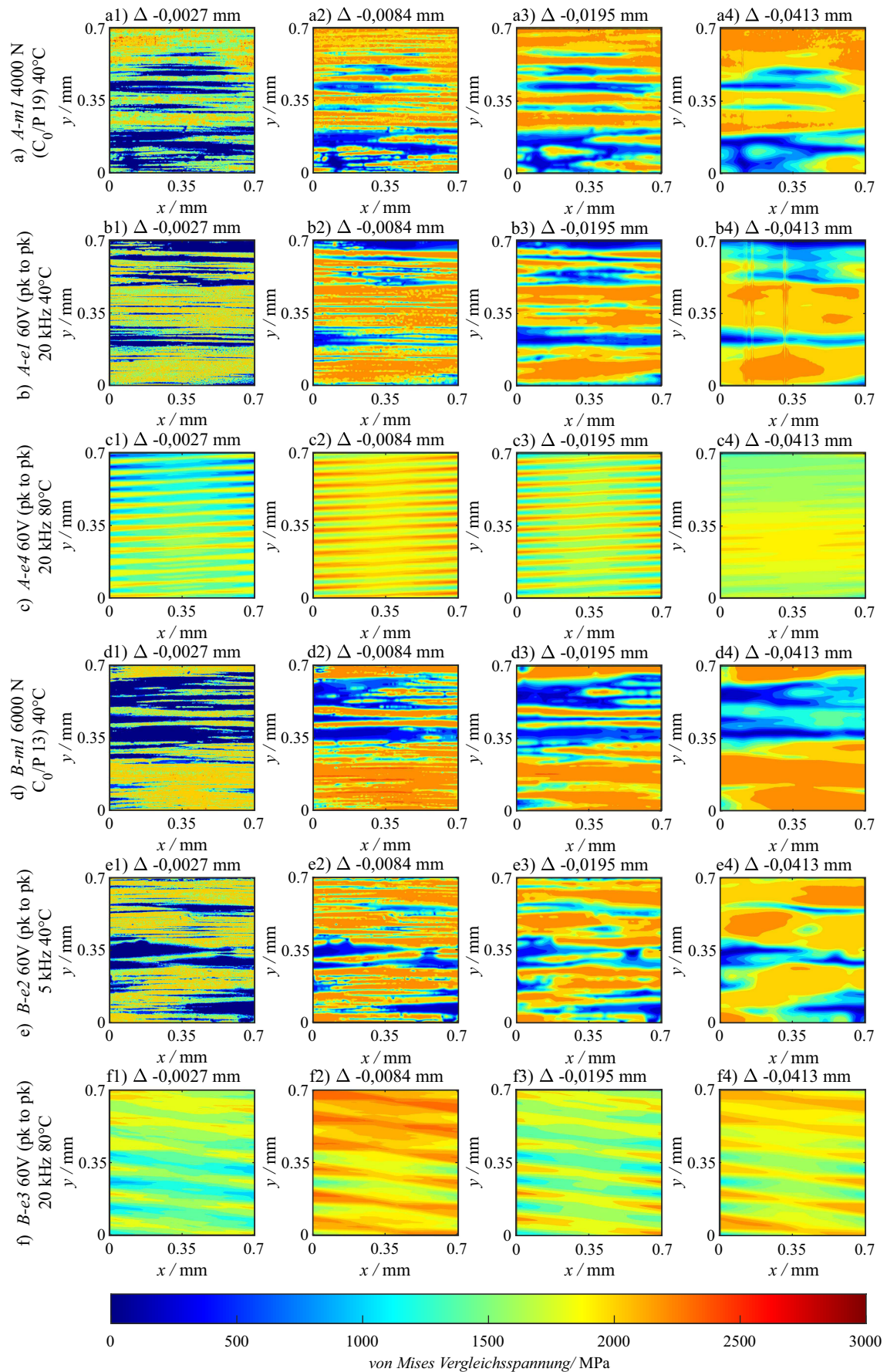


Abb. 7.7: von Mises Spannungen unterhalb der Kontaktebene bei ausgewählten Materialtiefen Δ als Folge der veränderten Oberflächenrauheiten bei einem nominellen Kontaktdruck von 3000 MPa

die Ausbreitung und die Höhe der Plastifizierung unter der Oberfläche in Abhängigkeit des nominellen Kontaktdrucks aufzuzeigen.

Zur Verdeutlichung des nachfolgenden formalen Zusammenhangs dieser beiden Parameter visualisiert Abbildung 7.8 den Eulerraum als auch die in Gleichung (7.6) und Gleichung (7.7) verwendeten Laufvariablen. Demnach ergibt sich die mittlere plastische Dehnung für den jeweiligen Berechnungsschritt zu:

$$\bar{\varepsilon}_P(k) = \frac{\sum_{i=0}^m \sum_{j=0}^n \varepsilon(i, j, k)}{m \times n} \quad (7.6)$$

mit:

Laufvariable i entlang der x-Achse, Laufvariable j entlang der y-Achse und Laufvariable k entlang der z-Achse.

Auf der Basis der so bestimmten mittleren plastischen Dehnung wird dann unter der Berücksichtigung des verwendeten Materialmodells nach Formel 7.5 die mittlere Fließgrenze für den betrachteten Simulationszeitpunkt (korrespondierend zum nominellen Kontaktdruck) berechnet:

$$\bar{\sigma}_V(k) = (A + B \times \bar{\varepsilon}_P(k)^n) \quad (7.7)$$

Hierbei beschreibt die Fließgrenze im Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines vorzugsweise metallischen Werkstoffes den Punkt, in dem das elastische Materialverhalten, definiert durch die hooksche Gerade, in ein plastisches Verhalten übergeht. Mit fortschreitender Plastifizierung steigt die Fließgrenze an und kann somit, neben der plastischen Dehnung, als Maß für die im Modell vorliegende Plastizität verwendet werden.

Die so bestimmte Mittelung dieser Kennwerte erfolgt für jeden Berechnungsschritt und abhängig von der Materialtiefe. Hierzu werden zum jeweiligen Auswertzeitpunkt

die plastischen Dehnungen aus dem Modell extrahiert und dann wird eine Mittelung in der x-y Ebene für jede Tiefenkoordinate z entlang des Berechnungsgitters durchgeführt. Diese gemittelte plastische Dehnung und Fließgrenze wird dann abhängig von der Materialtiefe über dem nominellen Kontaktdruck aufgetragen, wodurch die Höhenliniendarstellung in Abbildung 7.9 entsteht. Da die gemittelte plastische Dehnung und die mittlere Fließgrenze jeweils über das verwendete Materialgesetz ineinander umgerechnet werden können, gibt die Legende in Abbildung 7.9 ebenfalls Auskunft über beide Parameter. Weiterhin werden hier ausschließlich jene Bereiche visualisiert, in denen Plastifizierungseffekte im Modell vorhanden sind. Demnach tritt in den nicht eingefärbten Bereichen keine Plastifizierung auf.

Auf den Ergebnissen der Untersuchungen zur mechanischen Spannungsausbreitung aufbauend, wird die Plastifizierung an den identischen Modellen untersucht. Zusätzlich werden für diese betreffenden sechs Dauerversuche auch die Modelle mit den Oberflächen nach der Einlaufphase ausgewertet. Dieses Vorgehen erlaubt einen direkten Abgleich der Ausgangszustände der

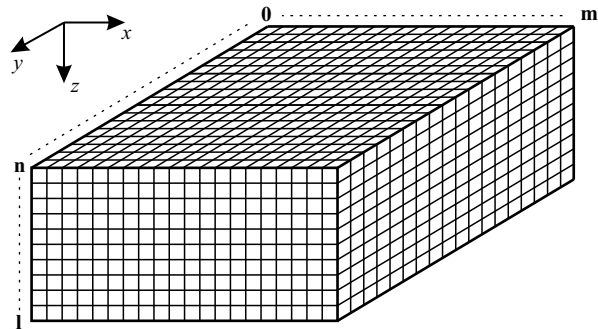


Abb. 7.8: Visualisierung des eulerschen Berechnungsraums zur Verdeutlichung der Berechnung der mittleren Plastifizierung und der mittleren Fließgrenze je Berechnungsschritt

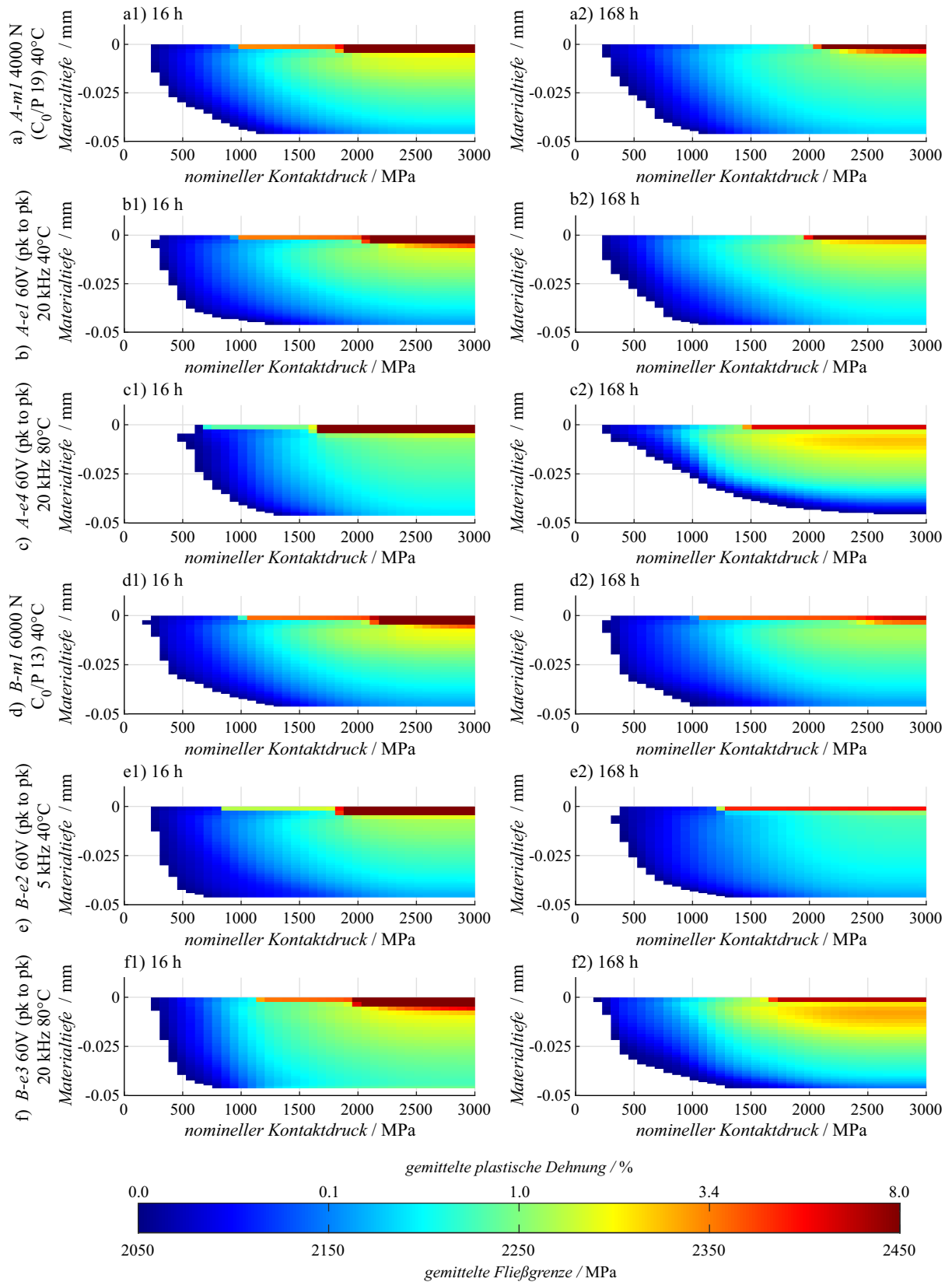


Abb. 7.9: Darstellung des Plastifizierungsgrades ausgewählter Oberflächen (jeweils stehender Ring) zu unterschiedlichen Versuchszeitpunkten

Oberflächen zu Beginn der Belastungsphasen der einzelnen Versuche als auch das Aufzeigen der Oberflächenveränderungen infolge der mechanischen und elektro-mechanischen Belastungen. Diese Gegenüberstellung der Plastifizierungen für die betreffenden Oberflächenausschnitte zu den Zeitpunkten nach der Einlaufphase (16 h) und der Belastungsphase (168 h) sind in Abbildung 7.9 zusammengefasst dargestellt. Hier zeigt sich, dass die Ausgangszustände der Oberflächen nach Abschluss der Einlaufphase weitestgehend vergleichbar miteinander sind (vgl. Abb. 7.9 zum Zeitpunkt 16 h a1 - f1). So kommt es ab einem nominellen Kontaktdruck von etwa 1000 MPa zur höchsten Plastifizierung direkt in den Elementen unmittelbar unter der Kontaktebene. Mit weiter zunehmendem Kontaktdruck breitet sich dieser Bereich höchster Plastizität bzw. Beanspruchung ab etwa 2000 MPa in die nächste Elementreihe aus. Begründet ist dieses Verhalten im Einfluss der sich im Kontakt befindlichen Rauheitsspitzen. Diese führen wie bereits bei der Spannungsausbreitung in Abbildung 7.7 beobachtet zu lokalen Spannungskonzentrationen. An diesen Punkten kommt es bei entsprechender Belastung zum Überschreiten der Fließspannung, wodurch zunächst die Bereiche an und um die Rauheitsspitzen plastifizieren.

Für die beiden rein mechanischen Referenzversuche (vgl. Abb. 7.9 a und d) zeigt sich nach der Belastungsphase von 168 h, dass es zu einer Reduzierung der Plastizität direkt unterhalb der Kontaktebene gekommen ist. Hier ist davon auszugehen, dass innerhalb des Versuchsfortschritts die Oberflächen weiter eingelaufen sind und hierdurch einzelne Rauheitsspitzen weiter eingeglättet wurden. Stellt man diesen Ergebnissen die Resultate der in Abbildung 7.9 b und e dargestellten ersten elektrischen Belastungsstufe gegenüber, zeigt sich, dass bei diesen die Plastizität in ihrer absoluten Höhe reduziert wurde. Weiterhin wirken sich die Spannungsüberhöhungen unterhalb der Kontaktebene nicht so tief aus. So ist auch hier von einer weitergehenden Glättung der Rauheiten auszugehen. Dieses Verhalten wurde bei der Betrachtung der Spannungsverteilung in der Materialtiefe bereits vermutet und zeigt sich in dieser Darstellungsform eindeutig bestätigt.

Auch in dieser Auswertung sind die Simulationsergebnisse der Oberflächen der Versuche mit erhöhter Schmiermitteltemperatur und elektrischer Belastung auffällig. So kommt es zu einer deutlich geringeren Plastifizierung oberflächennaher Bereiche. Auch zeigt sich ein weiteres Maximum der Plastizität im oberen Drittel des untersuchten Materialausschnittes. Dies entspricht dem typischen Verlauf für Spannungen und Plastifizierungen für Berechnungen, welche den Einfluss von Rauheiten auf den Oberflächen *nicht* berücksichtigen. Demnach zeigt sich auch in dieser Auswertung, dass die Oberflächenrauheiten unter kombinierter elektro-mechanischer Belastung und erhöhter Schmiermitteltemperatur (80 °C) stärker geglättet wurden als in den anderen Versuchen. Um den Vergleich zum mechanischen Referenzversuch *A-m2* (ebenfalls mit erhöhter Schmiermitteltemperatur von 80 °C) zu ziehen, ist für diesen in Anlage 9.10 (vgl. Abb. 9.11) eine kombinierte Darstellung der Spannungen unter der Oberfläche als auch der Plastifizierung gegeben.

Die sich einstellende Oberflächentopografie ist für diesen mechanischen Referenzversuch und die beiden entsprechenden Versuche mit zusätzlicher elektrischer Belastung (*A-e4* und *B-e3*) vergleichbar. Auch in der mechanischen Referenz stellt sich eine Reduzierung der Rauheit ein, wodurch die Welligkeit der Oberfläche deutlich sichtbar wird. Jedoch ist diese schwächer ausgeprägt wie bei den Versuchen mit elektrischer Zusatzbeanspruchung. Deutlich wird dies durch

die inhomogenere Spannungsverteilung als auch erheblich höhere Plastifizierung. Demnach kann davon ausgegangen werden, dass die elektrische Zusatzbelastung das Einglätten der Oberflächen unter bestimmten Bedingungen verstärkt. Insbesondere eine erhöhte Schmiermitteltemperatur scheint diesen Effekt zu verstärken. Dabei kann davon ausgegangen werden, dass die durch die Schmiermitteltemperatur reduzierte Schmiermittelhöhe und der damit veränderte tribologische Zustand die eigentliche Ursache hinter der verstärkten Einglättung sind.

Insgesamt zeigen die hier durchgeführten Simulationen, wie sich die zunehmende Glättung und Oberflächenveränderung in der Folge der elektrischen Zusatzbelastung auf den mechanischen Beanspruchungszustand auswirken.

7.3 Zusammenführung der Ergebnisse aus Experiment und Simulation

In den vorangegangenen Untersuchungen konnten die Auswirkungen der elektrischen Belastungen auf die Oberflächen der Lagerlaufbahnen experimentell als auch simulativ aufgezeigt werden. Diese Veränderungen wurden unter anderem in der Form von Abbott-Firestone Kurven der Oberflächentopografien und Traganteilssimulation dokumentiert. Für beide Auswerteverfahren wurden dazu jeweils die Ergebnisse nach der Einlauf- und Belastungsphase einander gegenübergestellt. Im nachfolgenden Unterkapitel erfolgt nun ein Vergleich der Ergebnisse beider Auswertemethodiken. Dazu werden zunächst die jeweils festgestellten Abweichungen in skalare Kennwerte überführt und die Ergebnisse der Messung mit denen der Simulation verglichen. Hierbei handelt es sich nicht um eine Validierung im eigentlichen Sinne, da unterschiedliche Effekte (Änderung der *Topografie* im Gegensatz zur Änderung der *Kraft-Traganteils-Beziehung*) miteinander verglichen werden. Vielmehr handelt es sich um eine Untersuchung der Interpretation beider Verfahren, welche in ihrer Tendenz jedoch beide weitestgehend übereinstimmen sollten. Hierneben wird die festgestellte skalare Veränderung aus Topografiemessung und Traganteilssimulation zu den verschiedenen elektrischen Dimensionierungsgrößen in Zusammenhang gebracht. Auf dieser Basis erfolgt dann ein Vorschlag eines Auslegungsdiagramms, welches die elektrische Belastung zur zu erwartenden Oberflächenveränderung in Bezug setzt.

7.3.1 Gegenüberstellung Oberflächenveränderung aus Topografiemessung und Traganteilssimulation

Um die Ergebnisse der Topografiemessung und Traganteilssimulation einander gegenüberzustellen wird die Kenngröße *Oberflächenveränderung* O eingeführt. Diese beschreibt die prozentuale Veränderung des aufintegrierten Flächeninhaltes der Ergebniskurven (Topografie und Traganteil) der Einlaufphase zur Belastungsphase. Formal kann diese Oberflächenveränderung auf Basis der Traganteilkurven (Traganteil r über nominellem Kontaktdruck p_{nom} vgl. Abb. 7.4) der Si-

mulationen wie folgt beschrieben werden:

$$O_{Traganteil} = \frac{\int^{p_{nom}} r_{168h} - \int^{p_{nom}} r_{16h}}{\int^{p_{nom}} r_{16h}} \times 100 \% \quad (7.8)$$

Bei der Formel zur Berechnung der Oberflächenveränderung mittels der Abbott-Firestone Kurven (Profilhöhe h über dem Materialtraganteil MR vgl. Abb. 6.7) der Topografiemessung wird aus didaktischen Gründen eine Anpassung vorgenommen. So verhalten sich glattere Oberflächen innerhalb der beiden Auswertemethoden umgekehrt proportional. Demnach führt eine glattere Oberfläche bei der Abbott-Firestone Kurve unter einhergehender Reduzierung der Profilhöhen zu einem flacheren Verlauf mit einem geringeren Anstieg. Dementgegen kommt es bei den Traganteilkurven dazu, dass bei einer glatteren Oberfläche der Traganteil in Abhängigkeit des Kontaktdrucks stärker ansteigt. Diese Eigenschaft in Betracht ziehend, wird zur Gegenüberstellung der Ergebnisse das Vorzeichen der aus der Topografiemessung bestimmten Oberflächenveränderung gedreht. Dies erlaubt eine vereinfachte Interpretation der Ergebnisse und ist formal wie folgt umgesetzt:

$$O_{Topografie} = \frac{\int^{MR} h_{168h} - \int^{MR} h_{16h}}{\int^{MR} h_{16h}} \times -100 \% \quad (7.9)$$

Die so bestimmten Oberflächenveränderungen sind jeweils für den stehenden und den rotierenden Lagerring in Abbildung 7.10 für alle durchgeführten Versuche dargestellt. Simulationen, bei denen es zu einem frühzeitigen Abbruch aufgrund von Konvergenzproblemen kam (*A-e4* rotierender Ring und *B-e3* stehender Ring), sind durch einen fehlenden Balken in der Darstellung erkennbar. Weiterhin ist anzumerken, dass aufgrund der sich einstellenden Ausbrüche auf den Lagerlaufbahnen und den Wälzkörpern der beiden Versuche der *Versuchsreihe-C*, diese zwar in der Auswertung aufgeführt sind, aber bei der Interpretation nur bedingt berücksichtigt werden.

Der Vergleich der Oberflächenveränderungen gemäß Abbildung 7.10 zeigt in der Tendenz eine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der Simulation und der Oberflächenmessung. In drei Fällen (unter Ausschluss der *Versuchsreihe-C*) zeigen die Ergebnisse einen Unterschied auf. So stellt sich am Versuchsende für die Versuche *A-m1* und *A-m2* (vgl. Abb. 7.10 a und b) am rotierenden Ring gemäß der Oberflächenvermessung eine rauere Oberfläche ein. Die Traganteilssimulation zeigt für diese beiden Versuche jedoch eine Vergrößerung des Traganteils an, was im Widerspruch zur Aussage Oberflächenvermessung steht. Selbiges gilt für den Versuch *B-m1* (vgl. Abb. 7.10 h). Als Ursache kommen hier insbesondere Ausreißer in der Oberflächenmessung (vgl. Sz, Spk und Svk gemäß Tab. 9.3 und 9.4) in Betracht, welche einen starken Einfluss auf die Abbott-Kurve aufweisen. In der Simulation werden diese lokal begrenzten Ausreißer hingegen eingeglättet, was sich in einer örtlich erhöhten Plastifizierung ausdrückt, das Gesamtergebnis jedoch nicht wesentlich beeinflusst.

Weiterhin ist auffällig, dass die Tendenz der Ergebnisse teilweise unterschiedlich stark ausgeprägt ist. Dies lässt sich insbesondere an zwei Beispielen verdeutlichen. So ist der Einfluss des Riffels (vgl. Abb. 7.10 c - rotierender Ring) in der messtechnischen Auswirkung deutlich stärker (30 %) als etwa das Verhalten dieses Oberflächenausschnitts unter Belastung (10 %). Selbiges zeigt sich in umgekehrter Ausprägung bei den Versuchen *A-e4* und *B-e2* am stehenden Ring, hier ist die Oberflächenveränderung basierend auf der Traganteilssimulation gegenüber messtechnisch ermitteltem Kennwert vergrößert.

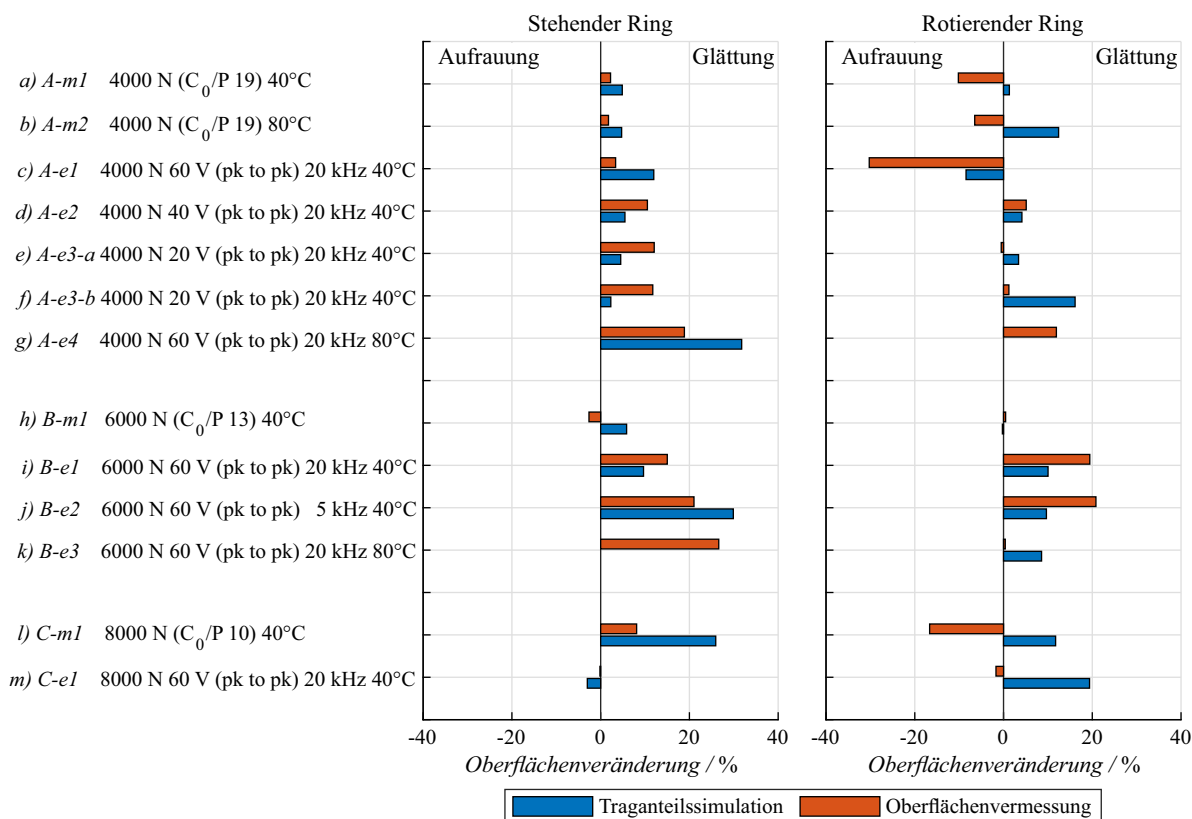


Abb. 7.10: Gegenüberstellung der berechneten Oberflächenveränderungen auf Basis der Abbott-Firestone Kurven (vgl. Abb. 6.7) und der Traganteilssimulationen (vgl. Abb. 7.4). Aufgeteilt für den stehenden und rotierenden Lagerring je Versuchsreihe

Letztlich bestätigt diese Auswertung die zu erwartende tendenzielle Übereinstimmung und Aussage beider Verfahren. So wird bestätigt, dass überwiegend glatte Oberflächen zu einem flacheren Verlauf der Abbott-Firestone Kurve und zu einem vergrößerten Traganteil führen. Weiterhin zeigt sich, dass Oberflächenausreißer in der Simulation einen global (bezogen auf das Gesamtsimulationsergebnis) geringeren Einfluss haben als in der Topografiemessung.

7.3.2 Korrelation der elektrischen Belastung zur Oberflächenveränderung

Im Rahmen dieses Kapitels wird der Zusammenhang zwischen den elektrischen Dimensionierungsparametern, wie *scheinbare Lagerstromdichte* und *Lagerscheinleistung*, mit den Ergebnissen der Versuchsreihen inklusive der darauf aufbauenden Simulationen untersucht. Hierzu dient der im vorangegangenen Kapitel eingeführte Parameter der *Oberflächenveränderung*, beschrieben durch Formel 7.8 und 7.9. Im Gegensatz zu den Untersuchungen zuvor wird in den nachfolgenden Auswertungen nicht mehr zusätzlich die Orientierung (das Vorzeichen) der Oberflächenveränderung berücksichtigt, sondern zur Vereinfachung ausschließlich der Absolutwert ($|O_{\text{Traganteil}}$ und $|O_{\text{Topografie}}|$) betrachtet.

Dieser Ansatz basiert auf den Überlegungen nach [Mue04]. In den darin vorgestellten Untersuchungen wurde die zeitabhängige elektrische Belastungsgröße *Lagerstress* zu einem nicht näher

spezifizierten *Umschmelzungsgrad* der Lagerlaufbahnoberflächen korreliert. Neuere Ergebnisse nach [GS21] zeigen zusätzlich, dass sich die Lagerlaufbahnen bei elektrischer Belastung innerhalb kürzester Zeit umformen und sich dann ein equilibrierter Zustand einstellt. So konnte hier mittels zeitaufgelöster Oberflächenvermessungen festgestellt werden, dass die Veränderung der Oberfläche nach einer elektrischen Belastung von 6 h bis 24 h einen stationären Zustand erreicht. Auch eine weitere Bestromung der Oberflächen führte hier zu keiner weiteren Oberflächenmutation. Dies mit in Betracht ziehend, erscheint eine Korrelation von Oberflächenveränderung zu einer zeitveränderlichen elektrischen Kenngröße wie Lagerstress oder elektrischer Kontaktenergie als nicht zielführend. Auf Basis der in dieser Arbeit formulierten Hypothese zur Grenzbelastung eines tribo-elektrischen Kontaktes gegen Riffel (vgl. Abb. 6.11) wird die Oberflächenveränderung auch in Abhängigkeit der Multiplikation aus Lagerscheinleistung und zentraler Schmierfilmhöhe betrachtet.

Auf diesen Überlegungen aufbauend ergibt sich Abbildung 7.11. Hierin sind die elektrischen Dimensionierungskennwerte über der Oberflächenveränderung aufgetragen. Weiterhin wird unterteilt, ob der Betrag der Oberflächenveränderung auf Basis der Topografiemessungen (Abbildungsteil a linke Unterabbildungen) oder der Traganteilssimulationen (Abbildungsteil b rechte Unterabbildungen) bestimmt wurde. Wie im Kapitel zuvor wird auch hier die *Versuchsreihe-C* von der weiteren Auswertung ausgeschlossen. Ursächlich hierfür sind die mechanisch induzierten Ausbrüche auf den Lagerlaufbahnen dieser Versuchsreihe.

Die Gegenüberstellung (vgl. Abb. 7.11) von Topografiemessung zu Traganteilssimulation zeigt in ihrer Tendenz das identische Verhalten. So kommt es bei größeren elektrischen Belastungen wie zu erwarten zu stärker ausgeprägten Oberflächenveränderungen. Trotzdem können Unterschiede zwischen der Simulation und dem Experiment ausgemacht werden. So sind die Oberflächenveränderungen in Abhängigkeit der elektrischen Belastung bei der Simulation (vgl. Abb. 7.11 b) weniger stark gestreut und enger geclustert als bei den Topografiemessungen. Insgesamt lässt sich zudem festhalten, dass die Diagramme basierend auf den Topografiemessungen (vgl. Abb. 7.11 a) keine vergleichbar eindeutigen Tendenzen aufweisen wie etwa die Darstellungen unter Verwendung der Ergebnisse aus den Traganteilssimulationen. Zudem erscheint auch hier die Verwendung des Belastungskennwertes aus der Multiplikation von Lagerscheinleistung und zentraler Schmierfilmhöhe als probate Kenngröße zur Beurteilung des Belastungslevels des tribo-elektrischen Kontaktes. Unter Verwendung dieser Belastungsgröße zeigen auch die Ergebnisse der Topografiemessung eine klarere Tendenz zwischen elektrischer Belastung und der sich einstellenden Oberflächenveränderung. Darüber hinaus zeigt sich, dass alle elektrischen Bemessungskenngrößen, bei Verwendung der Ergebnisse aus der Traganteilssimulation, in dieser Art der Auswertung zu einem weitestgehend übereinstimmenden Ergebnis führen. Weiterhin scheint der Einfluss der applizierten Kontaktkraft in den einzelnen Versuchsreihen auf die sich einstellende Oberflächenveränderung gering zu sein.

Ähnlich wie bereits das vorgeschlagene Konzept eines Auslegungsdiagramms zum elektro-mechanischen Grenzwert gegen Riffel (vgl. Abb. 6.11), wird auch aus dieser Auswertung ein Vorschlag für eine Nutzbarmachung des Zusammenhangs zwischen dem Grad der Oberflächenveränderung zu den elektrischen Belastungskennwerten entwickelt. Auch hier ist zwingend zu berücksichtigen, dass es sich um einen ersten Entwurf handelt. Es ist davon auszugehen, dass im Laufe weiterführender Untersuchungen Abweichungen in Abhängigkeit des Lagertyps, des

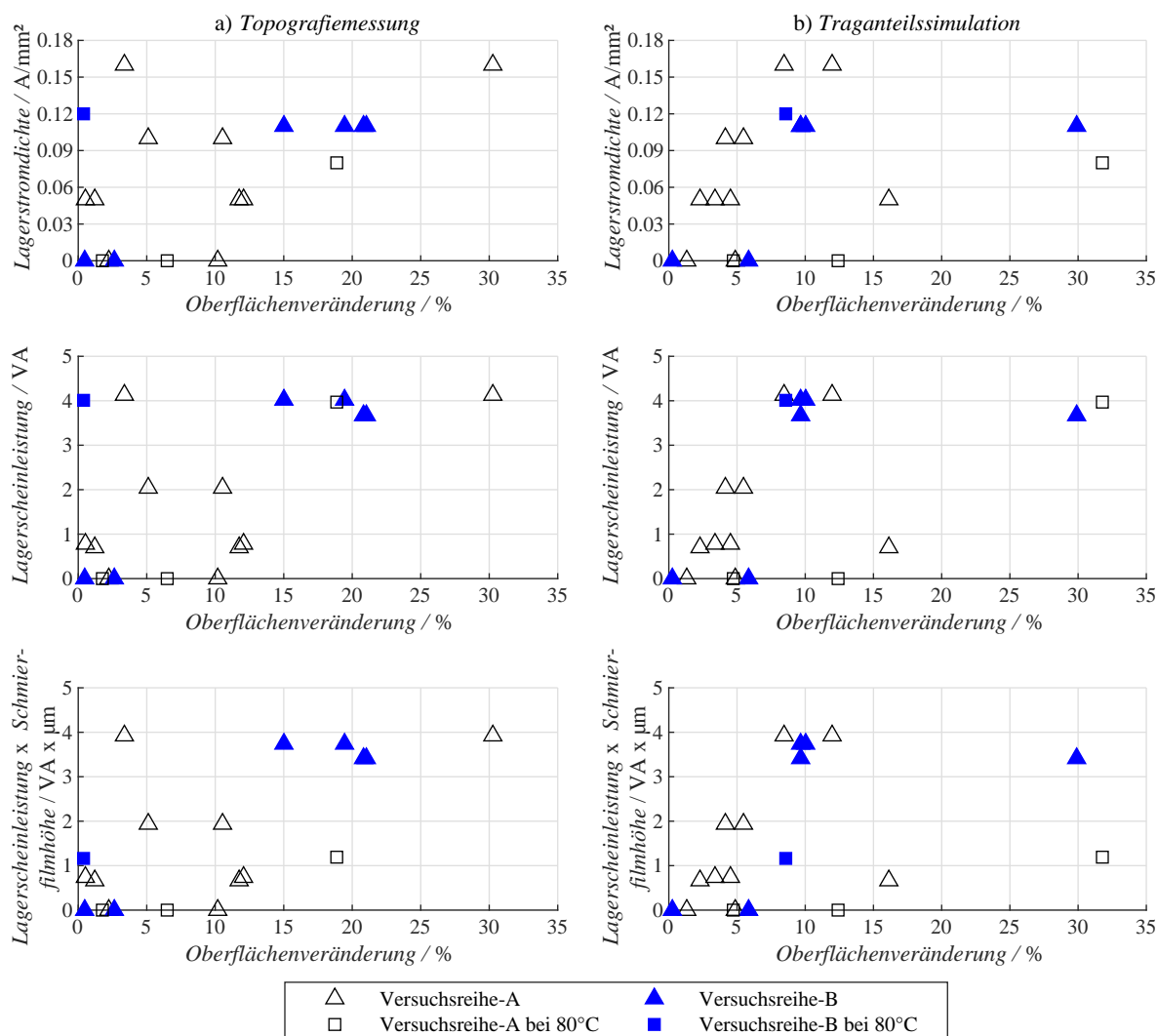


Abb. 7.11: Elektrische Belastungskenngrößen in Abhängigkeit des Betrags der Oberflächenveränderung bestimmt aus a) der Topografiemessung und b) der Traganteilssimulation

Schmiermittels oder der Belastungssituation festgestellt werden können. Diese Punkte berücksichtigend, wird das Auslegungsdiagramm nach Abbildung 7.12 vorgeschlagen.

Hierbei werden zwei Hilfsgeraden in der Abbildung ergänzt. Diese umschließen den Bereich, in dem vorwiegend zu einer Oberflächenveränderung kommt. Hierdurch entstehen wie in der Abbildung gezeigt zwei Umlenkpunkte. Zur Nutzung wird auf der Höhe der aus Messungen oder Berechnungen bestimmten elektrischen Belastung am auszulegenden tribologischen Kontakt eine horizontale Linie bis zur zweiten Hilfsgeraden gezogen (in Abb. 7.12 Strichpunktlinie bei $4,2 \text{ VA } \mu\text{m}$). An den sich so ergebenden Schnittpunkten wird diese auf die X-Achse projiziert. Hier ist dann ablesbar, welche Oberflächenveränderung für die vorliegende Belastung zu erwarten ist (im Beispiel zwischen 9 % und 14 %). Hierauf aufbauend können dann eine Abschätzung über die Änderung des tribologischen Zustands des Kontaktes als auch mögliche Änderungen im tribo-elektrischen Verhalten prognostiziert werden.

Umgekehrt ist es auch möglich, für einen infolge elektrischer Belastung geschädigten Wälzkon-

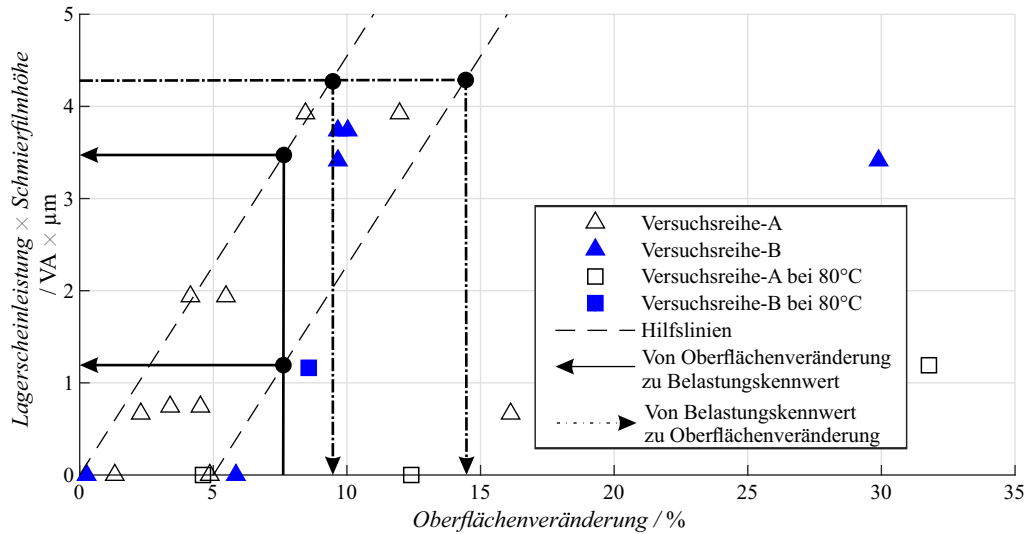


Abb. 7.12: Vorschlag eines Auslegungsdiagramms zur infolge der elektrischen Belastung zu erwartenden Oberflächenveränderung basierend auf den Traganteilssimulationen der Lagerlaufbahnen der Dauerversuche

takt die ungefähre Höhe der elektrischen Belastung zu approximieren. Hierzu muss von der geschädigten Laufbahn eine Topografiemessung gemacht und die Oberflächenveränderung in Abgleich mit einer Referenzmessung bestimmt werden. Auch kann mit diesen Eingangsgrößen die Oberflächenveränderung aus einer Traganteilssimulation bestimmt werden. Mittels dieser Ergebnisse kann das Auslegungsdiagramm in umgekehrter Richtung verwendet werden (vgl. Beispiel in Abb. 7.12 durchgezogene Linie bei einer Oberflächenveränderung von 8 %). Gerade für Anwendungen, bei denen die elektrische Belastung unklar ist, erlaubt dieses Verfahren eine ungefähre Bestimmung der elektrischen anliegenden Belastung. Hierauf aufbauend kann dann gezielt ausgewählt werden, welche Abhilfemaßnahme im vorliegenden Fall sinnvoll ist, um das System vor einem verfrühten Ausfall zu schützen.

Dieser vorgestellte Ansatz ist mit weiteren experimentellen Untersuchungen abzusichern, weiter zu detaillieren und eventuelle Abhängigkeiten sind zu bestimmen.

7.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse aus der Simulation

Mittels der Detailsimulation konnten weitere Auswirkungen der elektrischen Belastung im Wälzkontakt untersucht werden. Hierzu wurde zunächst ein numerisches Modell auf der Basis der Untersuchungen in [GS22] entwickelt. Dieses nutzt einen Finite-Element-Ansatz auf Basis der kombinierten Euler-Lagrange-Methode. Dieser Ansatz erlaubt die Berücksichtigung der Oberflächenrauheit im Kontakt. Dazu wurden die Rauheiten in ein Eulergitter eingepreßt und der Kontaktkörper wurde als ideal glatter Lagrange-Körper modelliert (vgl. Abb. 7.2). Als Eingangsgröße dienen die experimentell erzeugten Lagerlaufbahnoberflächen der Dauerversuche sowohl für den stehenden als auch den rotierenden Lagerring. Weiterhin werden die gemessenen Oberflächen nach der Einlaufphase und zum Abschluss der Belastungsphase zur Simulation ge-

nutzt. Die Abbildung der Plastizität in den CEL-Modellen erfolgt mittels der Implementierung des Materialmodells nach Johnson und Cook. Somit erlauben die hier entwickelten Modelle die Untersuchung der Ausprägung der mechanisch induzierten Plastifizierung sowie die Spannungsverteilung unter der Oberfläche für die untersuchten Modellfälle.

Mittels der Ergebnisse der Kontaktsimulationen wurden die Auswirkungen der Oberflächenmutationen infolge von parasitärem elektrischem Stromdurchgang in verschiedenen Aspekten untersucht. Zunächst erfolgte eine Gegenüberstellung des Traganteils- und Kontaktsteifigkeitsverhaltens aufgetragen über dem nominellen Kontaktdruck (Kapitel 7.2.1). Hierin zeigte sich, dass es im überwiegenden Teil der Versuche zu einer Erhöhung des Traganteils und einer Steigerung der Kontaktsteifigkeit kam. Ursächlich hierfür sind infolge der elektrischen Belastungen geglättete Oberflächen. Durch die Gegenüberstellung zu den rein mechanischen Referenzversuchen bestätigte diese Auswertung ebenfalls, dass die elektrische Last zu einer stärkeren Glättung der Wälzlagerlaufbahnoberflächen führt. Eine wesentliche Ausnahme hiervon stellte der rotierende Lagerring des Versuchs *A-e1* (vgl. Abb. 7.4 und Abb. 7.5 jeweils e1) dar. Ursächlich hierfür ist der Einfluss der Riffel auf der Lagerlaufbahn. Diese wurden in Abbildung 7.6 detaillierter betrachtet. Dabei zeigte sich, dass beim Passieren des Wälzkörpers über einen Riffel die Kontaktsteifigkeit um bis zu 75 % und der Traganteil um bis zu 50 % schwanken kann.

Vor dem Hintergrund einer Detailuntersuchung wurden für ausgewählte Simulationen die *von Mises* Vergleichsspannung und die sich ausbreitende Plastifizierung unter der Bauteiloberfläche analysiert. Diese Ergebnisse zeigen in Kapitel 7.2.2, dass der mechanische Ausgangszustand nach der Einlaufphase für die untersuchten Simulationen vergleichbar war. Daneben ist ein wesentliches Ergebnis, dass eine elektrische Belastung kombiniert mit einer erhöhten Schmiermitteltemperatur von 80 °C (Versuche *A-e4* und *B-e3*) die Oberfläche so umformt, dass sich ein deutlich homogenerer Spannungsverlauf und damit verbunden auch eine homogenere Plastifizierung einstellt. Lokale Spannungsspitzen, wie etwa bei den mechanischen Referenzsimulationen oder in Teilen der zusätzlich elektrischen Oberflächen, treten hier nicht auf. Unabhängig hiervon zeigen auch die Simulationen der Oberflächen mit kombinierter elektro-mechanischer Belastung bei einer Schmiermitteltemperatur von 40 °C gegenüber den rein mechanisch belasteten einen homogeneren Spannungsverlauf mit reduzierten Spannungsspitzen. Zu beachten ist hierbei, dass die experimentell erzeugten Oberflächen als Eingangsgröße für die Simulationen verwendet werden.

Hierneben wurden die Ergebnisse der messtechnisch bestimmten Oberflächentopografien (Abbott-Firestone Kurven nach Abbildung 6.7) mit den simulierten Traganteilkurven verglichen. Hierzu wurde zunächst ein gemeinsam nutzbarer Kennwert der Oberflächenveränderung eingeführt. Für diesen wird zunächst der Flächeninhalt zwischen den beiden Kurven (Abbott-Firestone Kurve bzw. Traganteilkurve) nach der Oberflächenmessung nach dem Einlauf und nach der Belastungsphase bestimmt. Dieser wird dann zur Fläche der Kurve der Einlaufphase ins Verhältnis gesetzt (vgl. Formel 7.8 und 7.9). Diese Oberflächenveränderungen wurden sowohl aus den Abbott-Firestone Kurven auf Basis der Topografiemessung als auch aus den simulierten Traganteilkurven bestimmt und miteinander verglichen. Hierbei zeigte sich eine Bestätigung der Tendenzen aus Versuch und Simulation.

Daneben wurden die bekannten elektrischen Dimensionierungskennwerte, wie scheinbare Lagerstromdichte, Lagerscheinleistung und die Multiplikation aus Lagerscheinleistung und zentraler

Schmierfilmhöhe, den Oberflächenveränderungen gegenübergestellt. Diese Korrelation führt zu einem Vorschlag eines Dimensionierungsdiagramms für tribo-elektrische Kontakte (vgl. Abb. 7.12). Dabei wird ein möglicher Zusammenhang zwischen der Höhe der elektrischen Belastung und der sich einstellenden Oberflächenveränderung vorausgesetzt. Dieser vorgestellte Ansatz ist mit weiteren Untersuchungen zu bestätigen.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass die hier vorgestellte Detailsimulation auf Basis der gekoppelten Euler-Lagrange Methode die experimentellen Dauerversuche (Kapitel 6) in geeigneter Weise ergänzt. So liefert die Simulation Ergebnisse, welche aus den Versuchen so nicht abzuleiten sind. Diese sind unter anderem das Verhalten der Oberflächen unter Belastung und die weit geringeren Streuungen in der Oberflächenveränderung auf Basis der Traganteilssimulationen. Damit legen diese Ergebnisse einen weiteren Baustein hin zu einer geschlossenen Auslegung des tribo-elektrischen Kontakts.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die im Zuge der zunehmenden Elektrifizierung von Antriebssträngen auftretenden Herausforderungen an bewährten Maschinenelementen führen dazu, dass klassische Auslegungsverfahren den Einfluss einer elektrischen Zusatzbeanspruchung der mechanischen Komponenten berücksichtigen sollten und hierzu angepasst werden müssen. Hierbei sind eine Vielzahl von Herausforderungen zu bewältigen, wie etwa die Identifikation des kritischen Strompfades, die Prognose der auftretenden elektrischen Belastung, das Erkennen von Wechselwirkungen zwischen dem elektrischen Stromdurchgang mit den ausgelösten Schadensphänomenen (z. B. *Riffel*, *Gray frosting*, *White Etching Cracks*) oder die gezielte Auswahl möglicher Abhilfemaßnahmen. Das Verständnis dieser einzelnen Punkte ermöglicht erst die betriebssichere Auslegung der mechanischen und elektrischen Komponenten des Antriebsstrangs. Vor diesem Hintergrund schafft diese Arbeit Grundlagen zu den Eigenschaften eines tribologischen Kontakts beim Stromübergang. Weiterhin werden auch die Auswirkungen einer elektrischen Belastung im spezifischen tribologischen Zustand der Mischreibung über Modellversuche untersucht und analysiert.

Dabei wurde bei den Experimenten zur Beschreibung des tribo-elektrischen Ersatzsystems (vgl. Kapitel 5) auf den Entladewiderstand $R_{Entladung}$ und den Auslöseschalter für auftretende Entladungen $S_{Entladung}$ fokussiert. Mittels der Gleichspannungsmessungen konnte festgestellt werden, dass sich in jedem der untersuchten Betriebspunkte eine nichtlineare Spannungs-Strom-Kennlinie für das Wälzlager einstellt. Dieses Verhalten spricht für das Vorhandensein eines leitfähigen Kanals im tribologischen Kontakt. Hierbei konnte gezeigt werden, dass dieser Effekt auch bei Grenzreibung auftritt. Aufgrund der Höhe des sich einstellenden Widerstandes und der aufgezeichneten Strom-Spannungs-Charakteristik wurde weiterhin nachgewiesen, dass ein metallischer Kontaktwiderstand nur im Stillstand vermessen werden kann.

Daneben konnte durch Untersuchungen mit Wechselspannung am tribo-elektrischen Kontakt fünf prinzipielle Zustände identifiziert werden. Diese zeigen auf, dass die aus der Hochspannungstechnik bekannten Kennlinien (vgl. Abb. 2.7) für Teil- und Bogenentladungen auch in einem Wälzkontakt vorliegen. Dabei wurden weitere Zustände identifiziert, welche in dieser Form bisher im Wälzkontakt nicht beschrieben wurden. Mit dieser Kenntnis konnte der Zeitpunkt des Auftretens von Teilentladungen in Abhängigkeit der mechanischen Betriebspunkte vermessen werden.

Sowohl für die Gleichspannungsmessungen als auch die Wechselspannungsmessungen wurden umfangreiche Parameterstudien durchgeführt. Als wesentlich erscheint hierbei, dass bereits bei Impedanzmessungen Durchschläge auftreten können und somit das Messergebnis verfälschen. Final wird in diesem Kapitel mit Tabelle 6.1 eine Übersicht gegeben, wie sich die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten elektrischen Schaltelemente des tribo-elektrischen Kontaktes verhalten.

Innerhalb der Kapitel 6 und 7 werden die Auswirkungen von elektrischem Stromdurchgang in Mischreibung betrachtet. Diese Untersuchungen erfolgen mittels Experiment und Simulation. Über die Experimente konnte nachgewiesen werden, dass die bekannten Schadensbilder wie Riffel und eine graue Laufspur auch in Mischreibung auftreten können. Weiterhin konnten Riffelschattierungen im verbrannten Schmierstoff beobachtet als auch mit dem Phänomen der Lagerstrommarke ein bisher unbekanntes Schadensbild beschrieben werden. Hierneben wurden die Versuche umfangreich mit unterschiedlichen Verfahren ausgewertet. So konnten Kreuzkorrelationen etwa zwischen den Schwankungen in der elektrischen Belastung während der Versuchszeit und dem zeitaufgelösten Amplitudenspektrum der Lagerschwingungen identifiziert werden. Weiterhin kam es zu einer Diskrepanz zwischen den aus der Literatur bekannten elektrischen Grenzbelastungen und den hier festgestellten Schadensmechanismen. Dabei zeigte sich insbesondere für das Auftreten von Riffeln, dass die Schmierfilmhöhe einen signifikanten Einfluss auf den Entstehungszeitpunkt dieses Schadensphänomens hat. Hier kam es bei hohen Schmierfilmen und gleichbleibender elektrischer Belastung dazu, dass sich die Riffel deutlich früher bildeten (innerhalb von 24 h bei 20 °C Schmiermitteltemperatur) als etwa bei niedrigeren Schmierfilmhöhen. Basierend hierauf konnte eine Hypothese für einen elektro-mechanischen Grenzwert gegen Riffel formuliert werden (vgl. Kapitel 6.6).

Die vermessenen Lagerlaufbahnoberflächen zu den Zeitpunkten nach der Einlaufphase und zum Abschluss der Belastungsphase dienen als Eingangsgröße für das entwickelte FEM-Modell. Diesem liegt ein gekoppelter Euler-Lagrange-Ansatz zugrunde, welcher die Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens als auch die Abbildung der Oberflächenrauheiten innerhalb der Simulation erlaubt. Die Simulation wird dazu genutzt, um neben der Topografiemessung der Oberfläche das Verhalten der elektro-mechanisch geschädigten Lagerlaufbahn unter Last zu untersuchen. Dies erfolgt mittels der Darstellung der Veränderungen des Traganteils, der Kontaktsteifigkeit und für ausgewählte Oberflächen mit einer genaueren Analyse des mechanischen Spannungszustandes. Mittels dieser Ergebnisse konnte aufgezeigt werden, dass sich durch eine Reduzierung der Schmierfilmhöhe (variiert durch höhere Schmiermitteltemperatur) die Lagerlaufbahnen stärker glätten und sich in dessen Folge ein homogenerer Spannungszustand einstellt. Dieser Effekt ist an sich bekannt, jedoch bei elektrischer Zusatzbelastung deutlich ausgeprägter als bei reiner mechanischer Belastung.

Weiterhin wurden die elektrischen Dimensionierungskennwerte zu den Oberflächenveränderungen der einzelnen Versuche in Beziehung gebracht. Hierzu wurde die Veränderung der Oberfläche auf der Grundlage der Topografiemessungen und der Traganteilssimulationen bestimmt. Das erlaubte eine Korrelation der elektrischen Belastung mit dem zu erwartenden Grad der Oberflächenveränderung. Diese Untersuchungen mündeten in dem vorgestellten Vorschlag eines anwendernahen Auslegungsdiagramms für tribo-elektrische Kontakte (vgl. Kapitel 7.3).

Aufbauend auf den Ergebnissen dieser Arbeit können eine Vielzahl an zukünftigen Anknüpfungspunkten identifiziert werden. Primär erscheint zunächst die Entwicklung eines weiter abstrahierten Modellprüfstandes für den tribo-elektrischen Kontakt ratsam. Dessen konstruktiver Aufbau muss so angelegt werden, dass auf den Einzelkontakt fokussiert werden kann. Das erlaubt eine zielgerichtete Untersuchung des elektrischen Übertragungsverhaltens ohne

Wechselwirkungen zum Wälzlager. Mögliche Forschungsfragen hierbei sind etwa die detaillierte Untersuchung des Verhaltens des leitfähigen Kanals in Abhängigkeit des Elektrodenabstandes, der Oberflächenrauheit der Elektroden und der Elektrodenform. Weiterhin wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit die Hypothese vertreten, dass ein Durchschlag bzw. ein leitfähiger Kanal im Bereich der zentralen Schmierfilmhöhe auftritt. Jedoch wäre auch denkbar, dass es zu einem Durchschlag an der Petrusevich-Spitze oder unter gewissen Randbedingungen auch im Kavitationsgebiet kommt. Gerade für das Kavitationsgebiet spricht die hier vorliegende Gasblasenbildung, welche möglicherweise die Durchschlagfeldstärke herabsetzt.

Darüber hinaus ist die Übertragung und Anwendung der hier generierten Ergebnisse auf weitere Maschinenelemente und elektrische Messverfahren möglich. So ist die Untersuchung des leitfähigen Kanals in Radiallagern ein weiterer logischer nächster Schritt. Hier kann es dazu kommen, dass, nachdem etwa der leitfähige Kanal gezündet wird, dieser der Bewegung des Wälzkörpers über die Lastzone hinaus folgt, außerhalb der Lastzone erlischt und an einem anderen Wälzkörper erneut zündet. Eine weitere direkte Anwendung finden die Ergebnisse dieser Arbeit bei der Weiterentwicklung der Methoden zur Impedanzmessung eines tribologischen Kontaktes. So konnte gezeigt werden, dass es bereits zu Durchschlägen bei der Impedanzmessung kam (vgl. Kapitel 5.3.3), welche dann das Messergebnis stark beeinflussten. Auch gilt es, die hier entwickelten Ansätze zur Auslegung von tribo-elektrischen Kontakten in geeigneter Weise weiterzuentwickeln, hin zu einem geschlossenen Auslegungsverfahren für Maschinenelemente unter elektro-mechanischer Belastung.

9 Anhang

9.1 Schaltbild Frequenzumrichter

Im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit wird der in [Rad16] entwickelte und in [Bec20] modifizierte synthetische Umrichter zur Applizierung der Gleichtaktspannung auf den Prüfling verwendet. Die mit diesem Bauteil aufgeprägte elektrische Belastung entspricht der um den BVR reduzierten Zwischenkreisspannung eines exemplarischen Elektromotors. Das schematische Schaltbild ist in Abbildung 9.1 dargestellt. Hierbei wird über eine Gleichspannungsquelle ein Wechselrichter gespeist, welcher mittels der über den Steuerungsrechner vorgegebenen Randbedingungen über die Pulsweitenmodulation eine Gleichtaktspannung erzeugt. Anhand der gemeinsamen Verschaltung der drei Phasen wird dann das charakteristische Common-Mode-Signal generiert. Dieses steht am kapazitiven Spannungsteiler an, welcher die Parasitärkapazitäten eines beliebigen Elektromotors in geeigneter Form abbildet. In der vorliegenden Konfiguration wurden die Kapazitäten so gewählt, dass die von der Gleichspannungsquelle zur Verfügung gestellte Spannung eins zu eins an den Prüfling abgegeben wird. Hierzu wurden die folgenden Kapazitäten gewählt:

- Kapazität Statorwicklung zu Gehäuse: $C_{SW-G}=3200$ pF
- Kapazität Statorwicklung zu Rotor: $C_{SW-R}=44.000$ pF
- Kapazität Rotor zu Gehäuse: $C_{R-G}=100$ pF

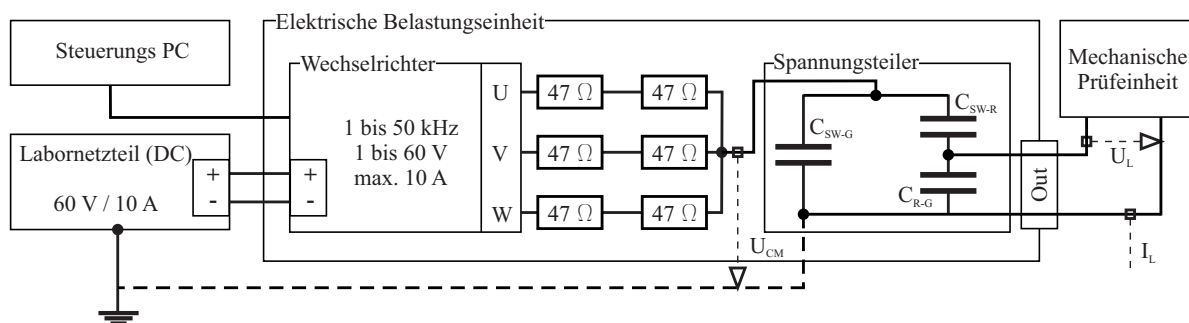


Abb. 9.1: Schaltbild der elektrischen Belastungseinheit zur Erzeugung einer reduzierten Gleichtaktspannung

9.2 Datenblatt Schmiermittel

In Abbildung 9.2 sind die für die Simulationen notwendigen rheologischen, elektrischen und dielektrischen Eigenschaften des Schmierstoffs *OF 1.1* druckabhängig für drei Temperaturstufen dargestellt. Diese Messungen wurden über einen externen Dienstleister (flucon fluid control GmbH) in Auftrag gegeben.

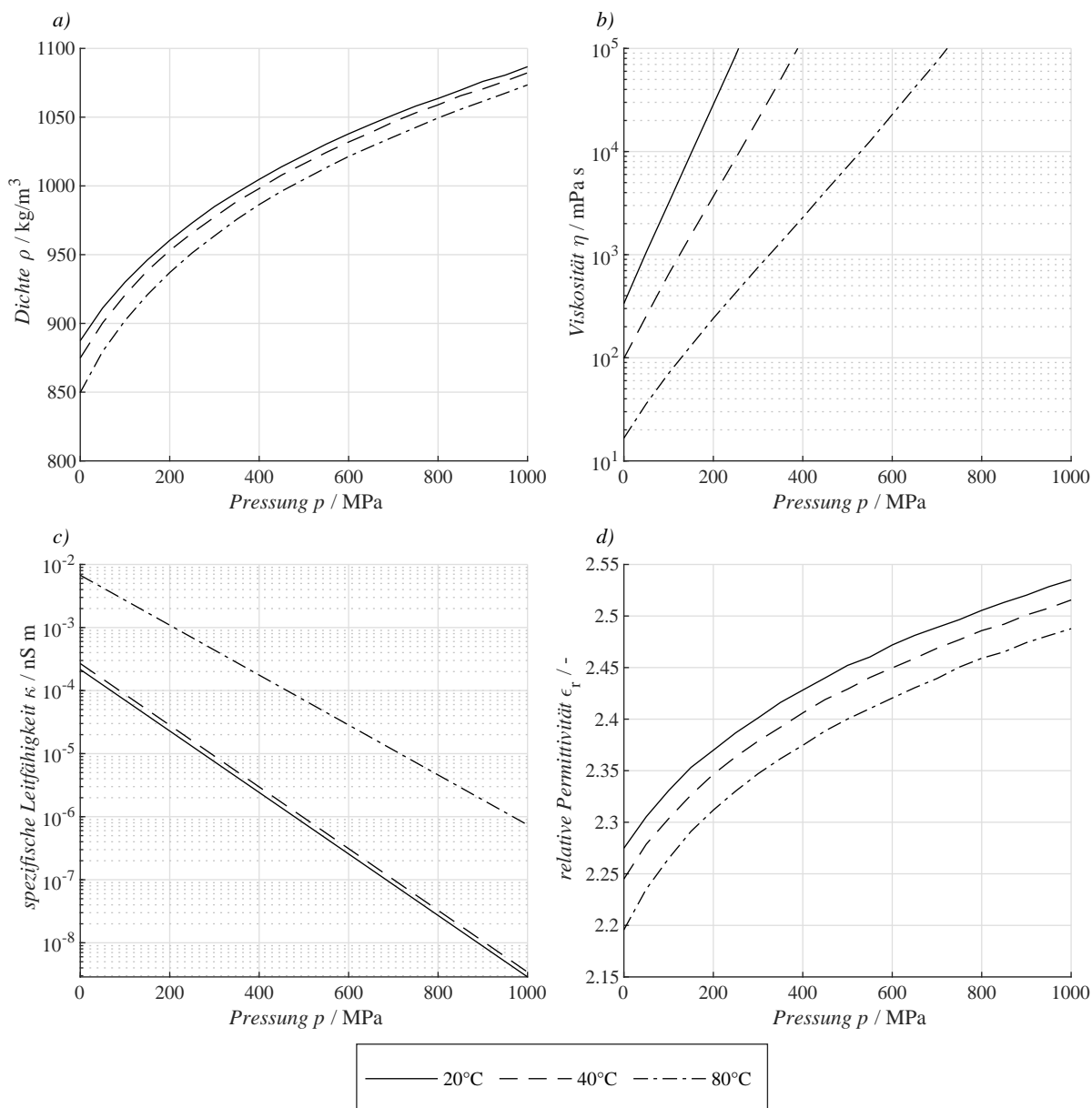


Abb. 9.2: Rheologische (a-Dichte, b-Viskosität), elektrische und dielektrische Eigenschaften (c-spez. Leitfähigkeit, d-relative Permittivität) des Schmiermittels *OF 1.1* vermessen durch die flucon fluid control GmbH

Das Grundöl *OF 1.1* wurde für diese Arbeit von der Carl Bechem GmbH bereitgestellt. Bei dem

Produktöl *OF 7.1* handelt es sich um ein nicht weiter spezifiziertes Produktöl der Klüber Lubrication München GmbH.

9.3 Widerstand Schleifkontakt

Eine weitere Komponente innerhalb der Messstrecke mit direktem Einfluss auf den gemessenen Strom und Spannungssignale ist der Kontakt zwischen Schleifringüberträger und der eingesetzten Silbergrafitbürste (Abbildung 4.1 Kontakt zwischen Position 3 und 12). Der hier entstehende elektrische Widerstand ist in Abbildung 4.2 als R1 bezeichnet und wird nachfolgend messtechnisch näher untersucht. Hierzu wird der Schleifring mit einer weiteren baugleichen Silbergrafitbürste kontaktiert, der Stromfluss über die eine Bürste ein und über die andere ausgeleitet sowie der Spannungsabfall über beide Bürsten vermessen. Hierbei wird der Strom in den identischen Stufen wie in Kapitel 5 variiert. Weiterhin wird ebenfalls die Abhängigkeit des Bürstenwiderstandes von der Drehzahl untersucht. Die Ergebnisse der Summe der beiden Widerstände ist in Tabelle 9.1 zusammengefasst.

Tab. 9.1: Übersicht der vermessenen Widerstände von zwei in Reihe geschalteten Silbergrafitbürsten an unterschiedlichen Betriebspunkten

Gemessener Widerstand über zwei Bürsten / $\times 10^{-3} \Omega$		Bürstenstrom / A						
		0,1	0,2	0,4	0,6	1,0	2,0	4,0
Drehzahl / min^{-1}	0	5,66	4,95	5,14	5,31	5,34	5,45	5,39
	100	5,06	6,96	9,83	9,92	10,11	9,11	8,46
	200	5,32	6,67	8,86	9,20	8,97	7,99	7,63
	500	36,50	5,09	4,15	6,46	6,69	6,28	6,15
	1000	3,60	5,10	5,60	6,02	6,07	5,76	5,51
	2000	4,72	5,83	6,02	6,64	6,40	5,65	6,50
	3000	13,00	22,52	19,97	24,09	16,80	10,69	9,07

Es ist ersichtlich, dass die vermessenen Bürstenwiderstände geringen Streuungen unterliegen. Unter der Annahme, dass beide Bürsten einen identischen Widerstand aufweisen, lässt sich der über alle Messpunkte gemittelte Widerstand einer Bürste mit $4,2 \times 10^{-3} \Omega$ bestimmen. Hierbei liegen dann eine Standardabweichung von $2,9 \times 10^{-3} \Omega$ sowie ein maximaler Wert von $18,2 \times 10^{-3} \Omega$ vor. Setzt man diese Widerstände des Bürstenkontaktes ins Verhältnis zu den etwa in Kapitel 5 bestimmten Entlade- und Kontaktwiderständen, ergibt sich unter Verwendung des kleinsten gemessenen Wertes (Abbildung 5.4 b 1500 N / 3000 min^{-1} / 4 A - 0,2625 Ω) ein Anteil von 1,6 % im Mittel und unter Berücksichtigung der Standardabweichung ein Anteil von 2,7 % am Gesamtwiderstand. Basierend auf dem geringen Anteil des Bürstenwiderstands am Gesamtwiderstand wird auf eine Anpassung der Messergebnisse in Kapitel 5 und 6 verzichtet.

9.4 Näherungsgleichung für den Entladewiderstand

Die Untersuchungen aus Kapitel 5.2 haben unter anderem gezeigt, dass der sich unter Stromfluss einstellende Entladewiderstand über einen weiten mechanischen Parameterbereich vergleichbare Werte annimmt. Basierend hierauf wurde eine physikalisch gestützte Näherungsgleichung entwickelt, welche den Entladewiderstand in Abhängigkeit der Schmierfilmhöhe h_0 (in μm) und des auftretenden Lagerstroms I_L (in A) beschreibt. Hierzu wurden an den einzelnen Messpunkten über die sich unterscheidenden Pressungen (vgl. Abb. 5.4) die mittleren Entladewiderstände (in Ω) gebildet. Auf Basis dieser Stützstellen ergibt sich die Näherungsgleichung für den mittleren Entladewiderstand zu:

$$R_{\text{Entladung}}(h_0, I_L) = a \times \log(b \times h_0) \times \frac{1}{c \times I_L} + d \quad (9.1)$$

mit den Parametern:

$$a = 10,73 \qquad b = 133 \qquad c = 64,67 \qquad d = 0,0897$$

ergibt sich ein Bestimmtheitsmaß R^2 von 99,8%. Wie in Abbildung 9.3 dargestellt ist die gefundene Näherungsgleichung innerhalb des Berechnungsgebietes für Kontaktpressungen zwischen C_0/P von 7 bis 97, einem fließenden Strom zwischen 0,1 A und 4,0 A als auch Drehzahlen zwischen 100 min^{-1} und 3000 min^{-1} gültig. Zur Erhöhung der Anwendbarkeit wurden weiterhin die mechanischen Betriebspunkte in Schmierfilmhöhen umgerechnet und der Entladewiderstand wurde als Abhängigkeit von dieser dargestellt. Neben der Interpolation innerhalb des messtechnisch erfassten Untersuchungsgebiets erscheint auch die weitere Extrapolation der Näherungsfunktion zumindest in Grenzen möglich. Explizit ausgenommen hiervon sind insbesondere geringere Schmierfilmhöhen als die hier untersuchten. Ursächlich hierfür ist, dass der Übergang vom statischen Kontaktwiderstand hin zum dynamischen Verhalten des tribo-elektrischen Kontaktes noch nicht hinreichend untersucht ist, da die niedrigste applizierbare Drehzahl des Prüfstandes bei 100 min^{-1} lag.

Die zur Herleitung der Näherungsgleichung verwendeten Stützstellen weichen von denen der jeweiligen Lastpunkte im Mittel um 13,56 % ab. Jedoch zeigt sich hier eine starke Pressungsabhängigkeit dieser Abweichung, welche über die Berücksichtigung der Pressung in der Berechnung der Schmierfilmhöhe hinausgeht. So liegt die mittlere Abweichung bei den beiden höchsten Belastungspunkten (8000 N und 12000 N) deutlich höher (20 % und 25 %) als etwa bei den niedrigeren Laststufen. Hier sind die mittleren Abweichungen unter 7 %. Selbiges gilt dementsprechend auch für die Näherungsgleichung. Weswegen zusätzlich zu dem oben aufgeführten Parametersatz (a, b, c, d) die Näherungsgleichung auch für die unterschiedlichen Kontaktpressungen über alternative Parametersätze modifiziert werden kann. Die optimierten Parameter sind in Tabelle 9.2 aufgeführt und erlauben eine Anpassung der Näherungsgleichung abhängig von der applizierten Lagerbelastung bzw. der Kontaktpressung. Somit beschreiben diese den Verlauf des Widerstandes des leitfähigen Kanals an den untersuchten Betriebspunkten akkurater, jedoch mit der Einschränkung der ausschließlichen Gültigkeit an der spezifischen Pressung. Eine Übertragung der hier entwickelten Gleichung auf Radiallager ist in auf dieser Arbeit aufbauenden Untersuchungen zu überprüfen und nachzuweisen. Da davon ausgegangen werden kann, dass sich in den vorliegenden Untersuchungen ein leitfähiger Kanal nur über eine Kontaktstelle

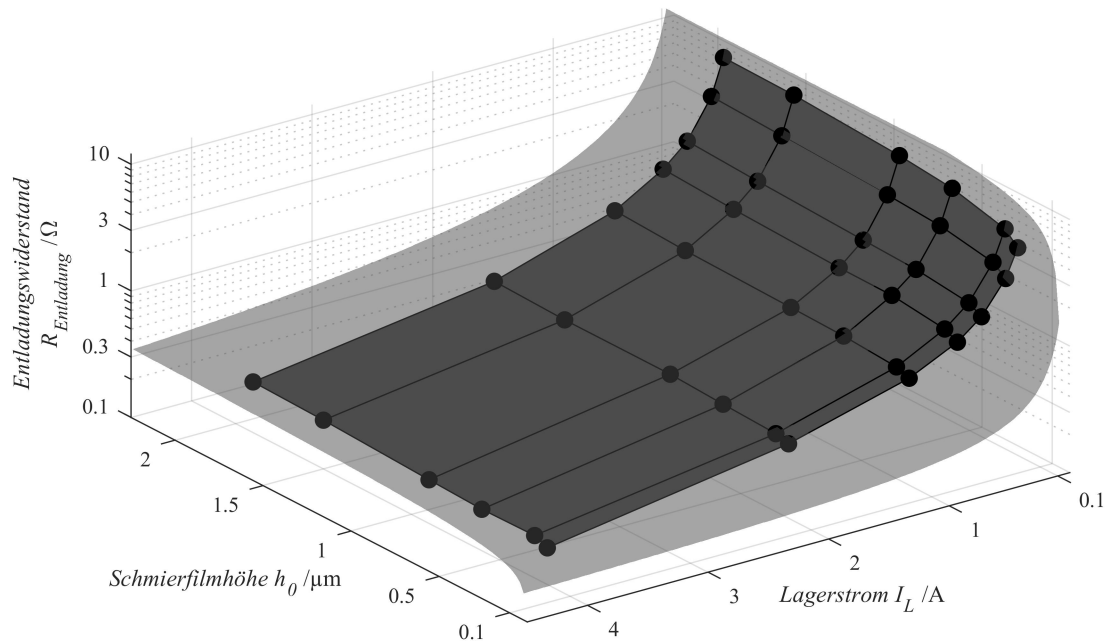


Abb. 9.3: Darstellung des Stützstellengitters der gemittelten Entladewiderstände an den jeweiligen Betriebspunkten mit Visualisierung des Verlaufs der Näherungsgleichung 9.1 in Hellgrau

gebildet hat, sollte die Übertragbarkeit auf andere Punktkontakte möglich sein. Unabhängig hiervon können mittels der hier entwickelten Gleichungen elektrische Simulationsmodelle des Wälzkontaktes um den Einfluss des Widerstandes des leitfähigen Kanals ergänzt werden.

Tab. 9.2: Parameter für die Näherungsgleichung des Entladewiderstandes nach Formel 9.1 abhängig von der Kontaktkraft

Axialkraft in N	Kontaktpressung in MPa	a	b	c	d	Bestimmtheits- maß R^2 in %
800 N (C_0/P 97)	874	18,43	178,2	114,4	0,0724	99,9
1500 N (C_0/P 52)	1080	9,967	321,4	71,05	0,1161	99,1
2400 N (C_0/P 32)	1260	9,277	385,5	63,40	0,0360	99,8
4000 N (C_0/P 19)	1494	2,140	1104	18,93	0,0681	99,7
8000 N (C_0/P 10)	1883	3,727	2598	37,86	0,0945	98,3
12000 N (C_0/P 7)	2155	7,192	46,38	32,68	0,0723	98,9

9.5 Detail Oberfläche

Um eine Vergleichbarkeit der vermessenen Oberflächenausschnitte zu den unterschiedlichen Versuchszeitpunkten (vgl. Abb. 6.1) zu ermöglichen wurde eigens eine spezielle Messaufnahme entwickelt. Diese ist in Abbildung 9.4 schematisch dargestellt. Um eine optimale und reproduzierbare Positionierung zu gewährleisten wird das Prüflager vor Beginn der eigentlichen Versuchsreihe mit einer Fase versehen. Nach dem Einlegen des Lagerrings (1) auf der Grundfläche (3) wird die Position über die Anlagefläche (5) und den Positionierbolzen (4) festgelegt. Zusätzlich wird die Fase über die Spannschraube (2) an die Anlagefläche (5) gedrückt und somit in ihrer Lage fixiert.

Die Reproduzierbarkeit der Oberflächenmessung mittels dieser Aufnahme wurde in [GS21], [GCK22b], [KHG22] als auch in diversen Studienarbeiten bestätigt.

Das im Rahmen der Messungen verwendete Objektiv am Konfokalmikroskop erreicht eine Auflösung von $1,55\ \mu\text{m}$ in der Ebene und $0,006\ \mu\text{m}$ in der Höhe.

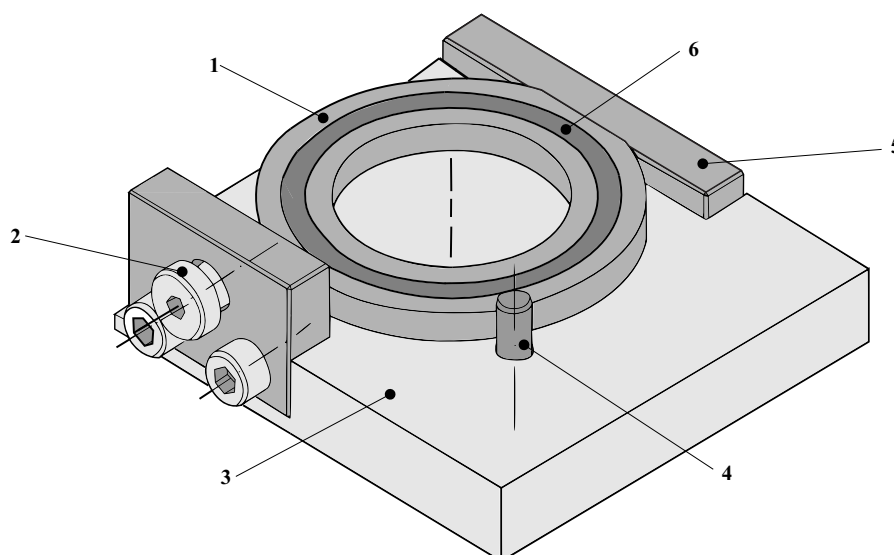
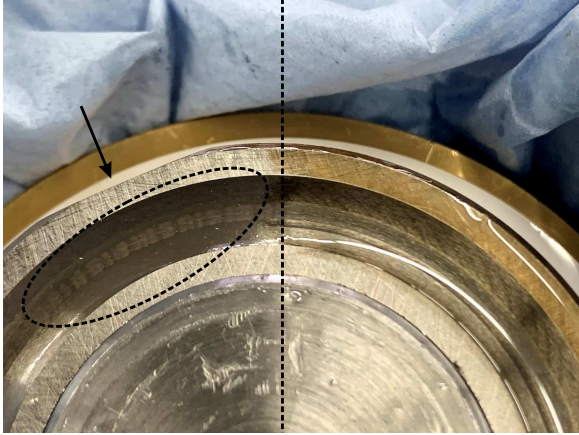


Abb. 9.4: Messaufnahme zur Vermessung der Lagerlaufbahnen mittels Konfokalmikroskop bestehend aus 1 zu vermessender Lagerring / 2 Feststellschraube / 3 Grundfläche / 4 Positionierstift / 5 Anlagefläche / 6 Messstelle

9.5.1 Riffelschattierung

a) *Riffelschattierung unter Schmiermittel*



b) *Identischer jedoch gereinigter Lagerring*



Abb. 9.5: Stehender Ring aus Versuch *B-e1*: Anhaftungen, welche sich einfach entfernen lassen a), rechts Ausgangszustand, links trocken abgewischt; darunter kommen Riffelschattierungen zum Vorschein (schwarz umkreist); nach Reinigung mit Aceton b) sind die Schattierungen nur noch unter bestimmtem Lichteinfall sichtbar. Phase zur Orientierung (Pfeil)

9.5.2 Oberflächenkennwerte der Dauerversuche

Tab. 9.3: Auswahl von Oberflächenkennwerten gemäß [DIN25178-2] für den stehenden (s) und rotierenden (r) Lagerring ($\overset{\text{stehend}}{\underset{\text{rotierend}}{\text{rotierend}}}$) nach der Einlaufphase von 16 h vor den jeweiligen Versuche

Bezeichnung und spätere Betriebsbedingungen	Sa	Sq	Sz	Ssk	Sku	Sk	Spk	Svk	Smr	Smr2
	in μm	in μm	in μm	-	-	in μm	in μm	in μm	%	in μm
A-m1 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	0,50	0,63	4,35	-0,66	3,38	1,56	0,31	0,94	21,01	0,75
	0,40	0,50	3,80	-0,47	3,42	1,34	0,33	0,62	21,74	0,60
A-m2 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	0,65	0,82	5,75	-0,76	3,61	1,87	0,45	1,18	3,48	0,92
	0,57	0,71	4,75	-0,18	2,76	1,91	0,46	0,74	6,16	0,93
A-e1 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,52	0,66	4,29	-0,56	3,19	1,51	0,47	0,94	8,83	0,75
	0,43	0,55	3,58	-0,75	3,67	1,29	0,29	0,83	30,60	0,65
A-e2 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,56	0,69	4,32	-0,52	2,90	1,80	0,32	0,83	16,86	0,83
	0,79	0,98	6,35	-0,31	2,86	2,56	0,53	0,97	11,38	1,28
A-e3-a 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,70	0,86	5,24	-0,52	3,00	2,40	0,28	1,01	16,85	1,07
	0,48	0,60	3,89	-0,28	2,93	1,51	0,46	0,69	11,50	0,74
A-e3-b 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,46	0,56	3,73	-0,43	2,67	1,47	0,27	0,60	14,50	0,68
	0,53	0,67	5,31	-0,89	4,58	1,57	0,31	0,89	24,56	0,75
A-e4 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	0,48	0,63	5,26	-0,90	4,78	1,46	0,32	1,01	4,26	0,76
	0,42	0,59	4,25	-1,77	6,81	1,04	0,14	1,33	44,93	0,56
B-m1 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	0,42	0,54	4,74	-0,96	5,70	1,41	0,25	0,74	16,74	0,63
	0,56	0,71	4,76	-0,12	2,98	1,78	0,66	0,73	5,84	0,89
B-e1 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,53	0,66	3,88	-0,43	2,75	1,58	0,37	0,78	17,04	0,82
	0,59	0,77	5,51	-0,67	3,91	1,63	0,65	1,17	2,79	0,87
B-e2 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	0,46	0,59	4,32	-0,71	4,03	1,43	0,32	0,90	15,27	0,72
	0,44	0,58	4,16	-1,17	5,27	1,25	0,24	0,94	26,38	0,64
B-e3 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	0,34	0,45	4,44	-0,90	5,01	0,99	0,29	0,75	31,35	0,53
	0,63	0,81	6,50	-0,99	5,18	1,83	0,32	1,20	17,58	0,98
C-m1 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	0,54	0,69	6,30	-0,69	4,38	1,76	0,41	0,91	10,69	0,81
	0,80	1,01	5,89	0,06	2,86	2,26	1,11	1,03	7,95	1,39
C-e1 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,49	0,62	4,23	-0,50	3,33	1,50	0,47	0,79	11,05	0,73
	0,47	0,61	4,71	-0,12	3,55	1,36	0,69	0,73	6,72	0,79

Tab. 9.4: Auswahl von Oberflächenkennwerten gemäß [DIN25178-2] für den stehenden (s) und rotierenden (r) Lagerring (*stehend*/*rotierend*) nach der Belastungsphase von 168 h für die jeweiligen Versuche

Bezeichnung und Betriebsbedingungen	Sa in μm	Sq in μm	Sz in μm	Ssk -	Sku -	Sk in μm	Spk in μm	Svk in μm	Smr %	Smr2 in μm
<i>A-m1</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	0,44 0,37	0,57 0,47	3,73 3,83	-0,83 -0,64	3,89 3,85	1,29 1,16	0,30 0,28	0,97 0,65	29,30 38,96	0,66 0,56
<i>A-m2</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	0,55 0,53	0,70 0,66	4,87 4,37	-0,92 -0,41	3,74 3,04	1,41 1,72	0,28 0,32	1,10 0,79	34,80 21,12	0,75 0,85
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,41 0,46	0,53 0,57	3,40 4,42	-1,15 -0,70	4,42 3,84	0,89 1,51	0,26 0,22	0,97 0,80	48,86 31,47	0,55 0,67
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,41 0,65	0,52 0,79	4,12 5,29	-0,45 -0,15	3,32 2,71	1,31 2,06	0,35 0,47	0,63 0,73	14,87 15,66	0,65 1,09
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,58 0,44	0,73 0,56	4,61 3,66	-0,41 -0,39	3,20 3,02	1,86 1,40	0,41 0,34	0,91 0,66	20,50 23,00	0,97 0,71
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,41 0,44	0,50 0,56	3,45 4,74	-0,45 -0,66	2,87 4,30	1,34 1,46	0,23 0,33	0,56 0,74	23,03 19,50	0,62 0,68
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	0,36 0,35	0,46 0,50	3,85 4,52	-0,52 -1,86	4,05 9,90	1,22 0,94	0,29 0,28	0,48 1,02	32,70 50,10	0,56 0,52
<i>B-m1</i> 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	0,39 0,53	0,51 0,67	4,87 4,81	-0,98 -0,21	6,49 3,16	1,23 1,62	0,37 0,64	0,70 0,76	8,42 4,08	0,57 0,84
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,37 0,42	0,48 0,55	3,54 4,12	-0,22 -0,43	3,17 3,72	1,12 1,22	0,43 0,54	0,55 0,78	14,83 16,23	0,60 0,67
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	0,30 0,34	0,40 0,45	3,23 3,42	-0,72 -0,94	4,06 5,03	0,85 1,01	0,29 0,27	0,64 0,68	47,16 41,12	0,48 0,53
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	0,28 0,42	0,36 0,58	2,99 5,86	-0,41 -1,53	3,65 9,05	0,85 1,29	0,28 0,24	0,46 1,10	54,36 26,83	0,45 0,66
<i>C-m1</i> 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	0,36 0,63	0,46 0,81	4,76 5,60	-0,80 -0,32	4,38 3,45	1,10 1,90	0,24 0,70	0,66 1,11	43,66 6,59	0,55 1,02
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	0,31 0,33	0,40 0,41	3,49 3,18	-0,83 -0,67	4,29 3,59	0,97 0,96	0,22 0,25	0,63 0,58	61,63 43,64	0,46 0,47

9.6 Detail Schmiermittelanalyse

Tab. 9.5: Chemische Verschleißelemente im Schmiermittel nach erfolgter Belastungsphase von 168 h

Bezeichnung und Betriebsbedingungen	chemische Verschleißelemente in mg/kg								
	Fe	Cr	Sn	Al	Ni	Cu	Pb	Mo	Mn
<i>Referenzprobe</i>	-	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>A-m1</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	10	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>A-m2</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	35	1	-	-	-	-	-	1	-
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	17	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	16	1	-	-	-	-	-	-	-
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	6	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	14	-	-	-	-	-	1	1	-
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	98	-	1	-	-	-	-	-	-
<i>B-m1</i> 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	10	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	9	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	23	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	14	-	-	-	-	-	-	-	-
<i>C-m1</i> 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	40	1	-	1	1	-	-	1	-
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	44	-	-	-	-	8	-	-	-

Tab. 9.6: Chemische Verunreinigungen und Additive im Schmiermittel nach erfolgter Belastungsphase von 168 h

Bezeichnung und Betriebsbedingungen	Verunreinigungen				Additive in mg/kg					
	Si	K	Na	Li	Ca	Mg	Zn	P	Ba	S
<i>Referenzprobe</i>	-	-	-	-	2	-	-	1	-	4036
<i>A-m1</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	286	2	1	-	-	-	1	3	-	4056
<i>A-m2</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	11	-	-	-	5	-	1	-	-	3684
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	39	-	1	1	3	-	1	2	-	3869
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	11	-	-	-	1	-	1	2	-	3933
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	12	-	-	1	-	-	-	2	-	3810
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	148	-	-	-	2	-	1	-	-	3915
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	32	-	-	-	2	-	2	-	-	3831
<i>B-m1</i> 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	8	-	-	-	4	-	-	-	-	3640
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3721
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	3	-	-	-	2	1	1	5	-	3829
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	59	-	-	-	1	-	3	-	-	3901
<i>C-m1</i> 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	56	1	-	-	4	1	-	3	-	3807
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	1007	-	-	-	2	-	1	4	-	3980

Tab. 9.7: Übersicht über den Schmiermittelzustand nach erfolgter Belastungsphase von 168 h mit Gegenüberstellung zu einer unbelasteten Referenzprobe

Bezeichnung und Betriebsbedingungen	Viskosität bei 40 °C in mm/s ²	Viskosität bei 80 °C in mm/s ²	Oxidationsindex	Farbzahl
<i>Referenzprobe</i>	105	10,8	-	1
<i>A-m1</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	104,9	11,11	10	2,5
<i>A-m2</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	104,9	10,91	25	5,5
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	105,1	10,88	<5	2
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	92,2	10,78	-	2
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	104,5	10,78	7	1,5
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	105,6	10,89	12	2
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	105,3	10,79	30	6
<i>B-m1</i> 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	105,6	10,88	14	2,5
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	105,4	10,88	10	2
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	105,3	10,85	6	2
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	105,8	10,91	35	4
<i>C-m1</i> 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	103,6	10,79	12	3
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	105,4	10,74	10	3

9.7 Detail Impedanz

Zur Messung der Impedanz wird der identische Strompfad am GESA verwendet über den auch die elektrische Belastung aufgeprägt wird (vgl. Abb. 4.2). Demnach muss kurzzeitig die elektrische Belastung unterbrochen werden woraufhin die Impedanzmessung durchgeführt wird. Hierdurch kommt es zu einer etwa einminütigen Verzögerung zwischen dem Ende der Bestromung und der Impedanzmessung. Nach Abschluss der Impedanzaufzeichnung wird dann die Bestromung mit dem zuvor eingestellten Belastungslevel weitergeführt.

9.7.1 Impedanzen der Dauerversuche

In den beiden Abbildungen 9.6 sowie 9.7 sind die Veränderungen der Impedanz abgebildet. Hierbei ist die Entwicklung der Amplitude und Phasenwinkel in 24 h Schritten dargestellt.

Die Impedanz zeigt ein vergleichbares Verhalten im überwiegenden Teil der Versuche. So kommt es in den ersten 48 h zu einem sekundären Einlauf der Prüflinge, was eine Erhöhung der Amplitude und ein Absinken des Phasenwinkels zur Folge hat. Dieses Verhalten zeigt sich sowohl bei den rein mechanischen als auch den kombiniert belasteten Versuchen.

In *Versuchsreihe-A* (4000 N) kommt es bei den beiden Versuchen *A-m1* und *A-e1* (vgl. Abb. 9.6 a und c) zu einer starken Schwankung des Phasenwinkels gerade gegen Ende der Versuche. Eine mögliche Ursache könnten bei *A-e1* die nach etwa 72 h einsetzenden Durchschläge sein, mit denen gleichzeitig eine stärkere Streuung der gemessenen Impedanzen einhergeht. Dieser Erklärungsansatz ist jedoch nicht für den Versuch *A-m1* aufgrund der fehlenden elektrischen Belastung zulässig. Möglich wäre jedoch, dass es hier gerade bei den niedrigen Frequenzen zu durch das Impedanzmessgerät getriggerten Entladungen kommt (vgl. Kapitel 5.3.3). Auch ist unklar, inwieweit sich die veränderte Oberflächenstruktur (Riffel) des Versuchs *A-e1* auf die Messung auswirkt. Auffällig an Versuch *A-e2* ist die niedrige Impedanz, welche eher im Bereich der beiden Hochtemperaturversuche liegt. Die beiden Wiederholversuche sind in ihren Ergebnissen der Impedanzmessung vergleichbar und bestätigen die in Kapitel 6 durchgeführte elektrische Auswertung. Weiterhin zeigen auch die beiden Versuche mit erhöhter Temperatur (*A-m2* und *A-e4* Abb. 9.6 b und g) ein sehr ähnliches Verhalten. Jedoch kommt es im Versuch *A-e4* mit zusätzlicher elektrischer Belastung zu einem im Vergleich beschleunigten sekundären Einlaufprozess.

Die bei 6000 N Belastung durchgeführte *Versuchsreihe-B* weist kaum Unterschiede zwischen den Impedanzverläufen auf. Einzig der Hochtemperaturversuch *B-e3* pendelt sich bei einem niedrigeren Wert der Amplitude, im Vergleich zum mechanischen Referenzversuch, ein. Demnach zeigt sich hier auch kein Unterschied durch die reduzierte Schaltfrequenz des Versuchs *B-e2* bei der Impedanzmessung.

Versuchsreihe-C bei 8000 N besitzt einen klaren Unterschied zwischen mechanischem und beströmtem Versuch, wobei der mechanische Versuch bis zum Ende hin eine steigende Amplitude und sinkende Phase besitzt. Der Prüflauf *C-e1* fügt sich in das zu erwartende Gesamtbild ein, beide Versuche sind jedoch durch die aufgetretenen Lagerschäden und die damit verbundenen Oberflächenkrater und den Abrieb im Schmiermittel nur begrenzt aussagekräftig.

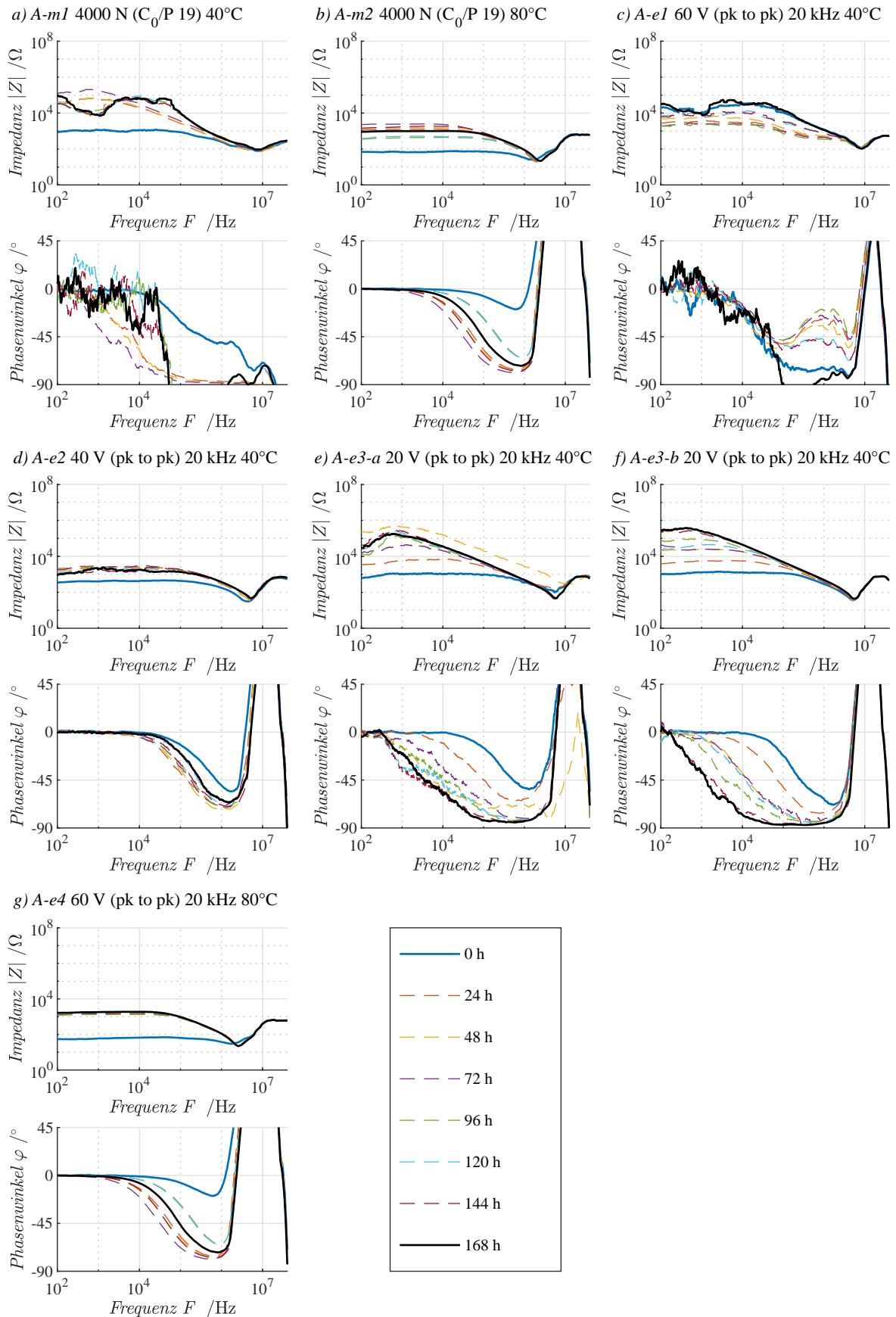


Abb. 9.6: Veränderung der Lagerimpedanz der *Versuchsreihe-A* bei konstant 1000 min^{-1} über der Belastungsphase von 168 h

Auch wenn sich in den einzelnen Versuchsreihen die verschiedenen Stufen der elektrischen Belastung in der Impedanz widerspiegeln, lässt sich abschließend kein richtiger Zusammenhang zur Veränderung der Impedanz feststellen. Dies liegt daran, dass durch die Bestromung der Versuche zu viele Änderungen zeitgleich auftreten können (Erhöhung der Leitfähigkeit des Schmiermittels, elektrische Alterung des Schmiermittels, Veränderung der Oberfläche, Feldüberhöhungen aufgrund von EDM-Kratern), welche alle diese Messgröße beeinflussen.

Weiterhin erscheint diese Messgröße als nicht ideal zur Überwachung von mechanisch-elektrischen Dauerversuchen aufgrund der starken Wechselwirkungen der gemessenen Impedanz mit der Bestromung. Da der Fokus der Versuche jedoch nicht auf der Überprüfung der Eignung der Impedanzmessung zur Überwachung der elektro-mechanischen Versuche lag, sind die Ausführungen hierzu auf die vorliegenden Kapitel beschränkt. Darüber hinaus ist die Beobachtung der starken Messwertschwankungen der Impedanz bei kombiniert elektro-mechanischer Belastung bereits in [Bec20] beobachtet und dokumentiert worden.

Unabhängig der Wechselwirkungen zwischen Bestromung und Impedanzmessung ist diese physikalische Größe gut dazu geeignet, das elektrische Ersatzsystem des Wälzlagers zu beschreiben und Einflussfaktoren wie unterschiedliche Schmiermittel initial zu untersuchen.

9.7.2 Impedanzerholung

Bei den Versuchen mit elektrischer Bestromung des Lagers kommt es zu einer Verfälschung der Impedanzmessung durch einen scheinbar geringeren komplexen Widerstand des Prüflagers. Wird etwa direkt nach Abschalten der Bestromungseinheit eine Messung durchgeführt, so fällt diese niedriger aus als eine wiederholte Messung nach einigen Minuten ohne Bestromung. Zu diesem Phänomen, welches als *Impedanzerholung* bezeichnet wird, sind in Abbildung 9.8 zwei Beispiele dargestellt zu sehen: In der ersten Messung direkt nach Umschalten des Relais zwischen Prüflager und Umrichter/Impedanzmessgerät ist die Impedanz um bis zu zwei Zehnerpotenzen geringer als in den darauffolgenden Minuten; auch der Phasenwinkel verharrt bis zu einer höheren Frequenz um 0° , bevor er in den negativen Bereich absinkt. Ist der Vorgang abgeschlossen, erfahren Impedanz und Phasenwinkel keine Veränderung mehr, dies ist auch in den jeweils letzten beiden Messungen in den Abbildungen erkennbar. Die Messungen entstammen den beiden Versuchen *A-e2* und *B-e1*. Unabhängig hiervon konnte dieses Phänomen jedoch in allen Prüfläufen beobachtet werden. Der Grund für das beobachtbare Verhalten wird in einer Wechselwirkung zwischen Bestromung und Durchschlagfestigkeit des Schmierstoffs vermutet.

Die elektrische Durchschlagfestigkeit stellt eine kritische Feldstärke dar, bei der keine vollständige Potentialtrennung mehr gewährleistet werden kann. Bei flüssigen Isolierstoffen nimmt die Durchschlagfestigkeit durch Ionisierung ab, also durch frei bewegliche positive und negative Ionen, welche etwa durch Feuchtigkeitsaufnahme, gelöste Gase oder Verunreinigung des Schmierstoffs auftreten können [Küc09].

Das in der Impedanzmessung beobachtete Verhalten lässt folglich eine Wechselwirkung zwischen freien Ionen des Schmiermittels und dem elektrischen Feld vermuten. Eine mögliche Ursache könnten Mikrogasbläschen sein, welche daran gehindert werden, zu größeren Blasen zu wachsen und auszugasen. Eine weitere Possibilität wäre eine behinderte Sedimentierung von metallischem Abrieb, welcher durch das elektrische Feld in der Schwebe gehalten wird. In beiden Fällen wäre

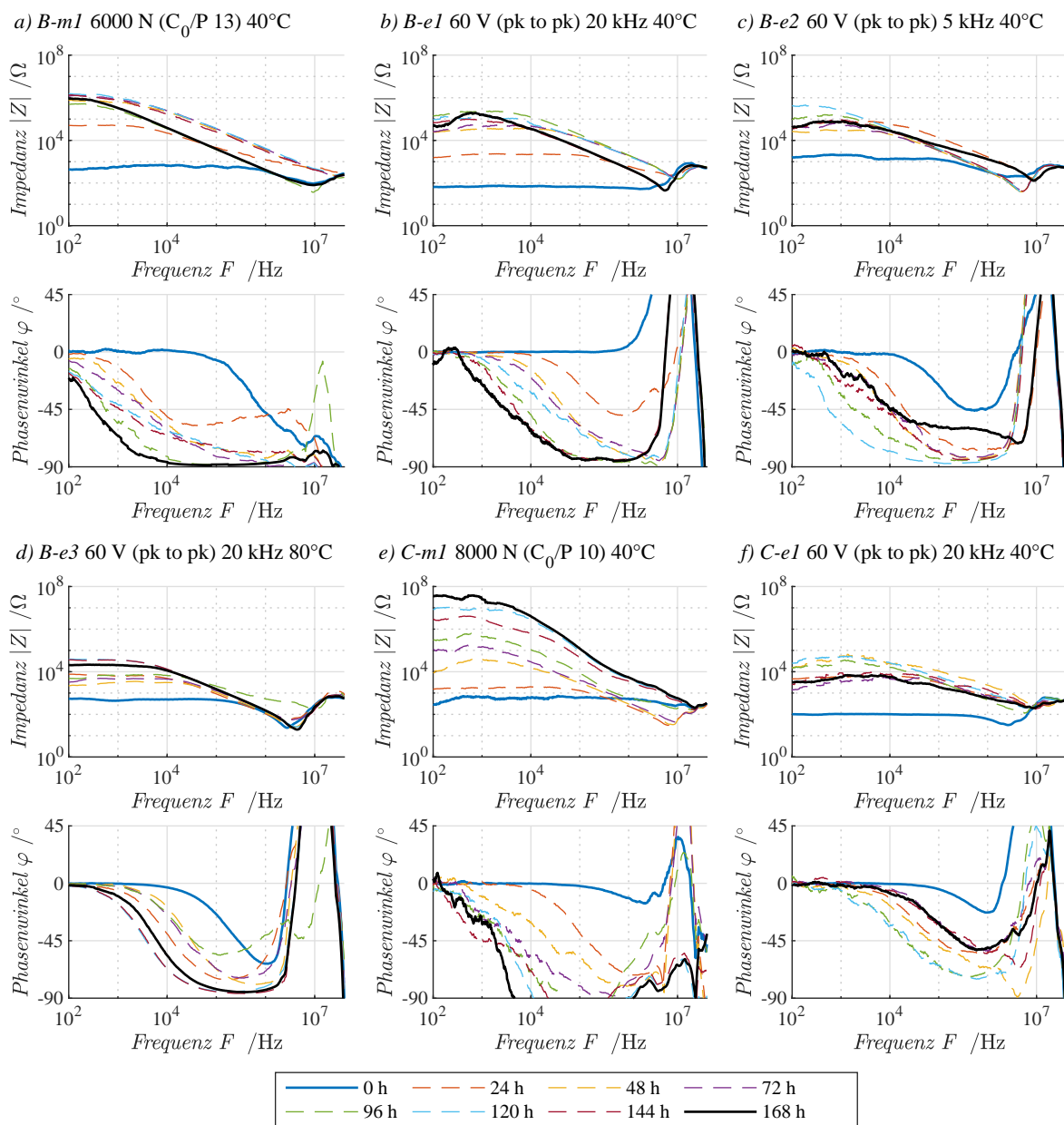


Abb. 9.7: Veränderung der Lagerimpedanz der *Versuchsreihe-B* und *-C* bei konstant 1000 min^{-1} über der Belastungsphase von 168 h

die Durchschlagfestigkeit bis zum Abschluss des Erholungsprozesses durch leitfähige Komponenten im Schmiermittel herabgesetzt.

Unabhängig von der Ursache des Erholungsphänomens muss eine Stabilisierung von Impedanzamplitude und Phasenwinkel nach Abschalten der Bestromung abgewartet werden, bevor Messungen aussagekräftig sind. Dies trifft insbesondere auf den Vergleich von mechanisch-elektrischen Versuchen und rein mechanischen Versuchen zu, da bei letzteren der Effekt mangels Bestromung nicht auftritt.

Im vorliegenden Fall konnte eine Erholung der Impedanz über einen Zeitraum von etwa 10 Minuten beobachtet werden. Erfahrungen des Lehrstuhls MEGT mit anderen Schmierstoffen zeigen

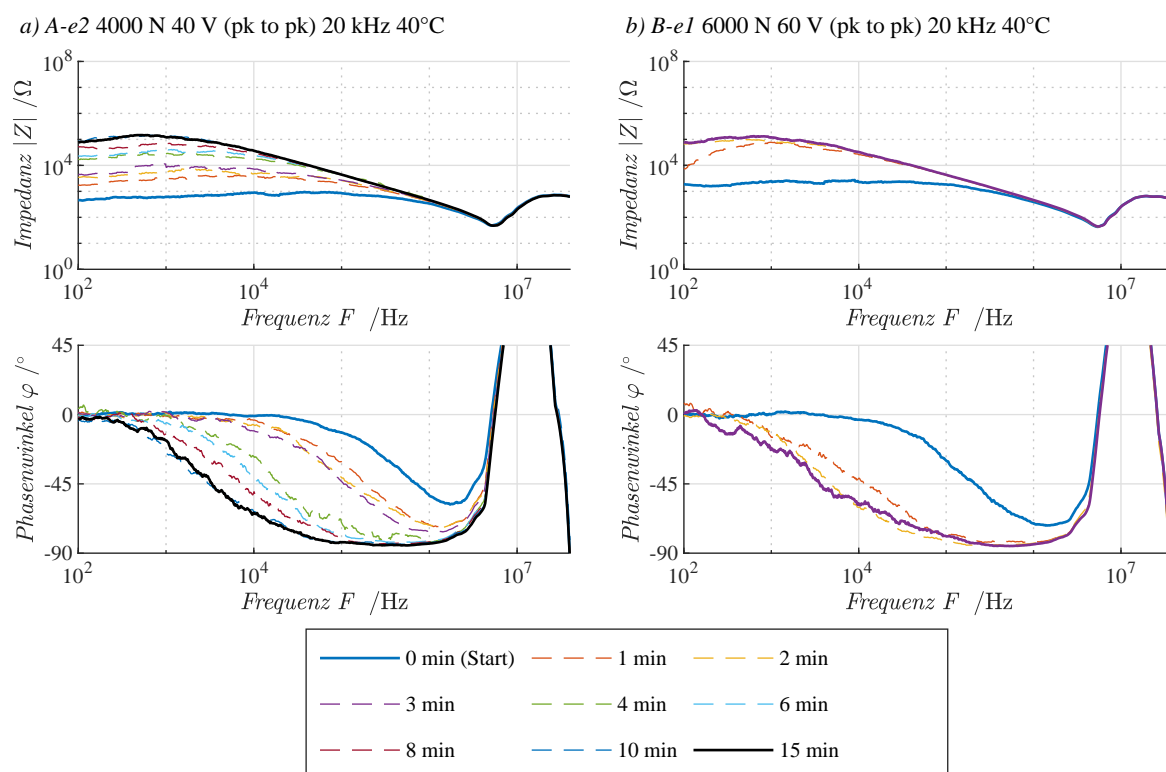


Abb. 9.8: Darstellung des Effekts der Impedanzerholung zum Ende der beiden exemplarischen Dauerversuche; Aufnahme über 15 min nach Abschaltung der elektrischen Belastung

jedoch, dass dieser Effekt bis zu 60 Minuten nach Ende der Bestromungsphase beobachtet werden kann.

9.8 Detail Gewichte

Tab. 9.8: Gewichtsveränderung (in Gramm) nach erfolgter Belastungsphase von 168 h mit Gegenüberstellung zu den Gewichten der Bauteile nach der Einlaufphase

Bezeichnung und Betriebsbedingungen	Masse nach Einlaufphase		Masse nach Belastungsphase		Delta (Ring s / Käfig / Ring r)
	(Ring s / Käfig / Ring r)	(Ring s / Käfig / Ring r)	(Ring s / Käfig / Ring r)	(Ring s / Käfig / Ring r)	
<i>A-m1</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	83,486	76,958 / 89,413	83,486	76,937 / 89,411	0,001 / -0,021 / -0,002
<i>A-m2</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	-	-	-	-	-
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	83,817	76,935 / 88,846	83,818	76,905 / 88,847	0,001 / -0,030 / 0,001
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	83,453	76,828 / 89,221	83,455	76,760 / 89,219	0,002 / -0,068 / -0,002
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	-	-	-	-	-
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	83,718	76,525 / 89,317	83,719	76,477 / 89,317	0,001 / -0,047 / 0,001
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	-	-	-	-	-
<i>B-m1</i> 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	83,350	76,331 / 88,751	83,351	76,328 / 88,750	0,001 / -0,003 / -0,001
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	-	-	-	-	-
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	83,814	76,924 / 89,512	83,810	76,872 / 89,510	-0,004 / -0,052 / -0,002
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	83,502	76,804 / 89,938	83,495	76,810 / 89,934	-0,006 / 0,007 / -0,004
<i>C-m1</i> 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	83,614	76,408 / 89,380	83,619	76,380 / 89,380	0,005 / -0,028 / -0,001
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	83,429	77,009 / 88,916	83,431	76,971 / 88,916	0,002 / -0,038 / 0,000

9.9 Detail Kleinlasthärte

Wie in Kapitel 6.3 dargestellt, kommt es als Folge der elektro-mechanischen Belastung zu einer in Teilen massiven Umformung der Oberfläche. Diese kann in Form der Veränderung der Topografie bzw. der Veränderung einzelner Oberflächenparameter (vgl. etwa Abbott-Firestone Kurven Abb. 6.7) beobachtet und dokumentiert werden. Neben diesem Einfluss auf die Oberflächentopografie kann davon ausgegangen werden, dass auch die oberflächennahen mechanischen Eigenschaften der Wälzlagerlaufbahnen beeinflusst werden. Dieser Hypothese folgend, wurde im Rahmen einer separaten Versuchsreihe die Kleinlasthärte der Lagerlaufbahnen gemessen.

Hierzu kam ein Micro-Vickers Härteprüfgerät (*Hersteller: Mitutoyo Cooperation / Bezeichnung: HM-112*) mit einem Prüfgewicht von 1 kg (\rightarrow Kleinlasthärte) zum Einsatz. Die Mikroindentation wurde an jedem Lagerring in der Mitte der Laufbahn durchgeführt. Um eventuelle Streuungen bei der Härtmessung in der Beurteilung der Ergebnisse mit einzubeziehen, wurden entlang der Laufbahn je Lagerring fünf Messungen vorgenommen. Weiterhin wurde durch einen genügenden Abstand der einzelnen Indentationspunkte darauf geachtet, dass es zu keiner gegenseitigen Beeinflussung der einzelnen Messungen kam. Die Ergebnisse der fünf Einzelmessungen und der sich hieraus ergebende Mittelwert sind in Abbildung 9.9 visualisiert und in Tabelle 9.9 gelistet. Hierzu ist anzumerken, dass im Versuch *A-e1*, bei dem es am rotierenden Ring zu einem Auftreten von Riffeln kam, die Kleinlasthärtemessung abweichend durchgeführt wurde. So wurden fünf Einzelmessungen zwischen den Riffeln und fünf weitere Einzelmessungen im Riffeltal durchgeführt. Auch diese Ergebnisse sind in Tabelle 9.9 aufgeführt. Abbildung 9.9 zeigt zur besseren Vergleichbarkeit für diesen Versuch ausschließlich die Kleinlasthärten zwischen den Riffeln.

Insgesamt zeigt sich in den jeweiligen Versuchen eine Streuung der einzelnen Messungen um etwa 100 Härtegrade ($<15\%$ von der mittleren Härte). Infolge der Art der Prüfung mittels einer Kleinstlast sind Streuungen dieser Größenordnung erwartbar und stellen damit keine besondere Auffälligkeit da. Weiterhin zeigt sich, dass, mit Steigerung der Kontaktkraft in den einzelnen Versuchsreihen, es zu einer Erhöhung der Härte kommt. Dieses Verhalten ist unabhängig davon, ob eine elektrische Zusatzbeanspruchung vorliegt oder ein rein mechanischer Referenzversuch durchgeführt wurde. Erklären lässt sich dieser Effekt aus der stärkeren Plastifizierung der Oberflächenrauheiten als Folge der Erhöhung der Kontaktpressung (vgl. Kapitel 7). Somit wird ein größerer Anteil von Rauheitsspitzen plastifiziert und verdichtet, was entsprechend mit einer Steigerung der Härte einhergeht.

Abbildung 9.9 zeigt, dass die mittlere Kleinlasthärte der Lagerlaufbahnen bei einer wirkenden elektrischen Zusatzbelastung im Vergleich zur mechanischen Referenz reduziert ist. Dieses Verhalten kann in allen drei Versuchsreihen beobachtet werden. Eine Ausnahme bildet hier der mechanische Referenzversuch *A-m2* (Abb. 9.9 b), welcher mit einer erhöhten Schmiermittelltemperatur von 80°C durchgeführt wurde. Hier liegt die Härte niedriger als in den anderen Versuchen. Insgesamt sind diese Abweichungen bzw. Härtereduzierungen bei elektrischer Zusatzbeanspruchung jedoch innerhalb der Streuungen der mechanischen Versuche und damit nicht so eindeutig, dass ein zwingender Zusammenhang erkennbar ist. Hier gilt es, weitere Versuche durchzuführen, um eine notwendige statistische Absicherung zu erhalten.

Eindeutig ist jedoch der Unterschied zwischen der Härte im Riffeltal und zwischen den Riffeln.

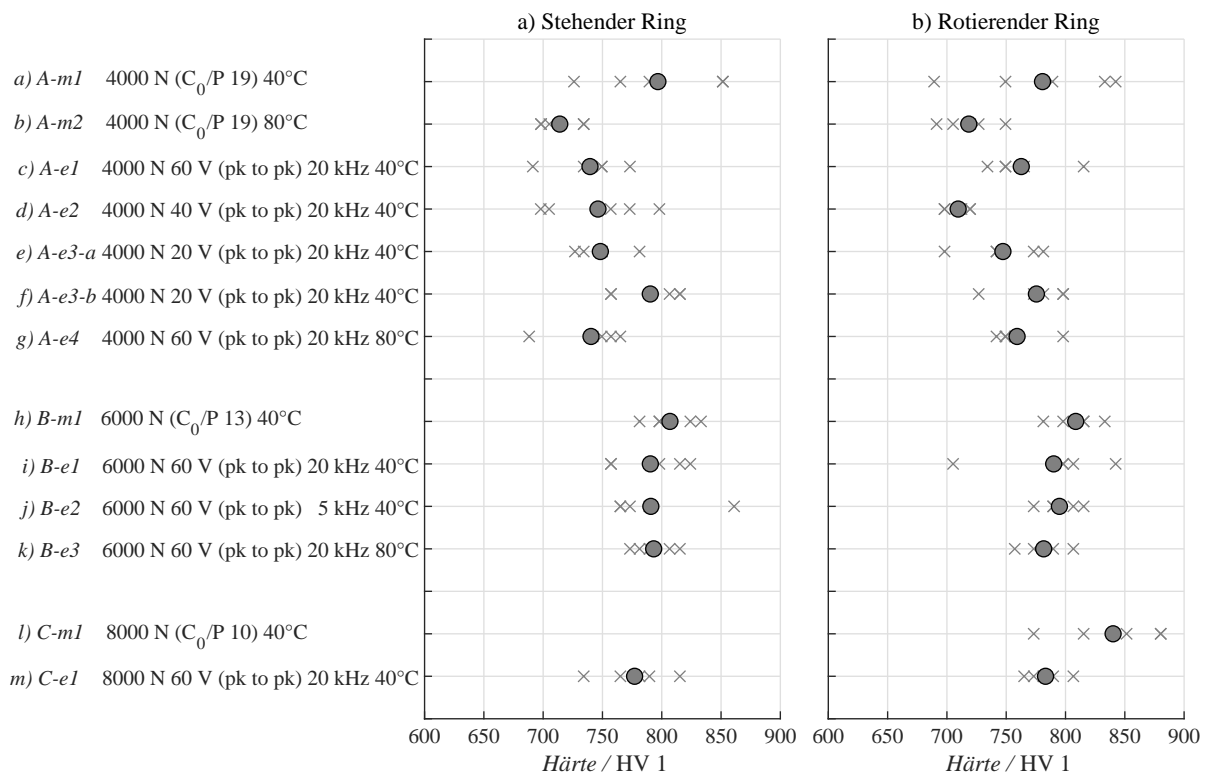


Abb. 9.9: Kleinlasthärte gemessen am a) stehenden und b) rotierenden Lagerring nach erfolgter Belastungsphase von 168 h. Darstellung der fünf Einzelmessungen (×) und des jeweiligen Mittelwertes (●) konform zu Tabelle 9.9

Diese ist im Riffeltal um im Mittel 80 Härtegrade gegenüber der Laufbahnhärte reduziert. Ursächlich kann hier das veränderte Materialgefüge oder auch die veränderte Topografie der Oberfläche sein (siehe auch Abb. 6.6 c). So ist im Riffeltal eine ausgeprägte Schwammstruktur ersichtlich, während in den dazwischenliegenden Bereichen die Laufbahn elektrisch geglättet wurde.

Insgesamt lässt sich aus dieser Versuchsreihe noch nicht abschließend der Einfluss der elektrischen Belastung auf die oberflächennahe Härte bestimmen. Es erscheint aber zukünftig als gegeben, diese Größe mit zu untersuchen.

Tab. 9.9: Ergebnisse der Härtemessungen mittels der Mikroindention nach Vickers für die stehenden und rotierenden Lagerringe der Versuchslager nach der erfolgten Belastungsphase von 168 h

Bezeichnung und spätere Betriebsbedingungen	Härte stehender Ring (in HV 1)		Härte rotierender Ring (in HV 1)	
	Mittelwert (Einzelmessungen)		Mittelwert (Einzelmessungen)	
<i>A-m1</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	796,6 (765 / 851 / 851 / 726 / 790)	780,4 (749 / 689 / 842 / 833 / 789)		
<i>A-m2</i> 4000 N 1000 min ⁻¹ 80 °C	713,8 (734 / 698 / 698 / 734 / 705)	718,4 (705 / 691 / 720 / 749 / 727)		
<i>A-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	739,2 (749 / 749 / 734 / 691 / 773)	762,4 (749 / 734 / 815 / 765 / 749)		
*im Riffeltal gemessen		681,2 (665 / 678 / 652 / 720 / 691)		
<i>A-e2</i> 40 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	746,2 (773 / 698 / 798 / 705 / 757)	709,6 (698 / 698 / 720 / 712 / 720)		
<i>A-e3-a</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	748,0 (749 / 749 / 727 / 781 / 734)	747,2 (773 / 781 / 742 / 742 / 698)		
<i>A-e3-b</i> 20 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	790,2 (757 / 815 / 757 / 815 / 807)	775,4 (798 / 727 / 781 / 773 / 798)		
<i>A-e4</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	740,2 (688 / 765 / 757 / 749 / 742)	759,0 (742 / 749 / 798 / 749 / 757)		
<i>B-m1</i> 6000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	806,8 (798 / 798 / 781 / 824 / 833)	808,4 (815 / 781 / 815 / 798 / 833)		
<i>B-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	790,2 (824 / 757 / 757 / 815 / 798)	790,0 (842 / 798 / 705 / 798 / 807)		
<i>B-e2</i> 60 V _(pk to pk) 5 kHz 40 °C	790,8 (765 / 861 / 773 / 790 / 765)	795,0 (815 / 790 / 807 / 773 / 790)		
<i>B-e3</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 80 °C	793,2 (781 / 773 / 790 / 807 / 815)	781,6 (781 / 773 / 790 / 757 / 807)		
<i>C-m1</i> 8000 N 1000 min ⁻¹ 40 °C	- (- / - / - / - / -)	840,0 (880 / 773 / 852 / 815 / 880)		
<i>C-e1</i> 60 V _(pk to pk) 20 kHz 40 °C	777,0 (734 / 781 / 815 / 790 / 765)	783,2 (765 / 790 / 781 / 773 / 807)		

9.10 Ausgewählte Einzelergebnisse

Nachfolgend werden ausgewählte Einzelergebnisse aus den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen dargestellt. Diese sollen spezifische Aspekte verdeutlichen, sind jedoch zum Verständnis des Hauptteils nicht zwingend erforderlich. Hierunter zählen:

- *Schwingungsauswertung A-e1, Versuch mit Riffeln*

Um die Anzahl der Riffel direkt aus dem Ordnungsspektrum ablesen zu können, wurde für den Versuch *A-e1* zusätzlich das Ordnungsspektrum mit dem Bezug der Ordnung auf die Käfigdrehzahl bestimmt. Dieses ist in Abbildung 9.10 dargestellt. Dabei zeigt sich deutlich die Riffelanzahl in Form der ausgeprägten 112. Ordnung und ihrer Vielfachen (224., 336. und 448.). Dieses Ergebnis deckt sich mit der händigen Zählung der Riffel (112 Stück).

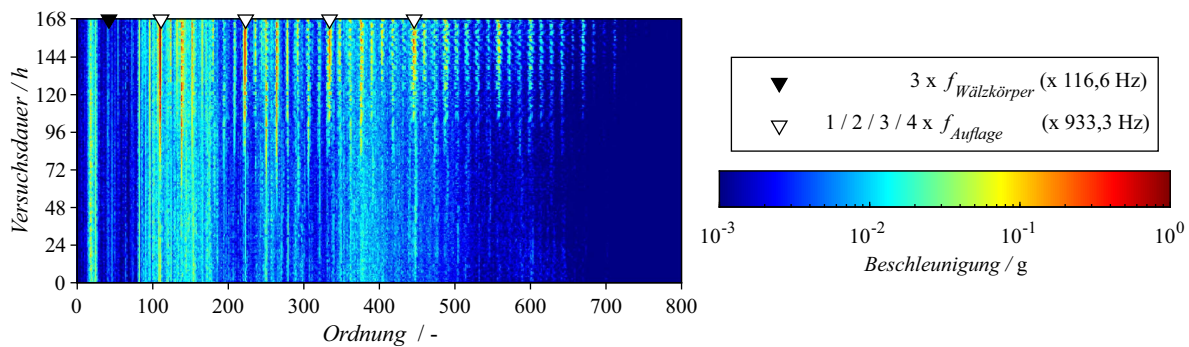


Abb. 9.10: Entwicklung des Ordnungsspektrums für Versuch *A-e1* 4000 N 60 V_(pk to pk) 20 kHz 40 °C über der Versuchszeit; Ordnung bezogen auf die Wälzkörpersatzfrequenz

- *Spannungen und Plastifizierungen A-m2, mechanischer Referenzversuch mit erhöhter Temperatur*

Die Versuche mit erhöhter Schmiermitteltemperatur und elektrischer Zusatzbelastung (*A-e4* 4000 N 60 V_(pk to pk) 20 kHz 80 °C und *B-e3* 6000 N 60 V_(pk to pk) 20 kHz 80 °C) zeigten eine ausgeprägte Glättung der Lagerlaufflächen. In diesem Zusammenhang sind die Simulationsergebnisse des mechanischen Referenzversuchs mit erhöhter Schmiermitteltemperatur (*A-m2* 4000 N (C₀/P 19) 80 °C) in einer ähnlicher Weise ausgewertet worden. Diese sind sowohl für die *von Mises* Vergleichsspannungen unter der Oberfläche als auch für die Darstellung der fortschreitenden Plastifizierung in Abbildung 9.11 zusammengefasst. Hier zeigt sich im Vergleich zum mechanischen Referenzversuch *A-m1* eine andere Oberflächentopografie unter Belastung. So sind einzelne Rauheiten in Form von singulären Spannungsspitzen (Abbildungsteil a) nicht mehr festzustellen. Dementgegen stellt sich auch hier eine reine Welligkeit der Oberfläche ein, welche jedoch deutlich ausgeprägter ist als etwa bei den Versuchen mit zusätzlicher elektrischer Belastung.

Der Plastifizierungszustand (Abbildungsteil b) ist hingegen mit den Ergebnissen der mechanischen Referenz vergleichbar. Eine ähnliche homogene Plastifizierung wie in den Versuchen *A-e4* und *B-e3* ist nicht festzustellen. Auch das zeigt, dass sich die Oberfläche nicht so stark geglättet hat wie bei den elektrischen Versuchen (vgl. auch Abb. 7.9).

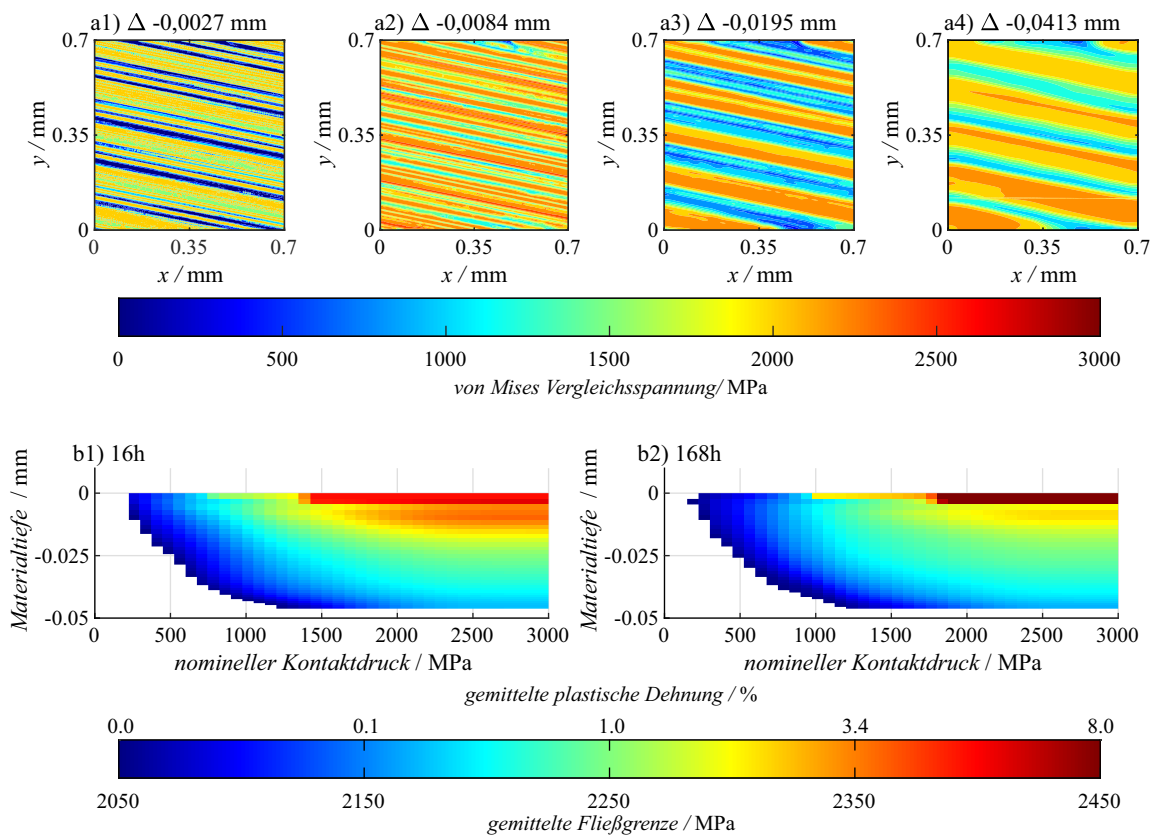


Abb. 9.11: Darstellung der Spannungen und Plastifizierung für die Oberfläche der Lagerlaufbahn des Versuchs *A-m2* am stehenden Ring; mit a) den *von Mises* Spannungen (Oberfläche nach der Belastungsphase 168 h) in Abhängigkeit der Materialtiefe Δ und b) der Ausbreitung der Fließgrenze unter der Kontaktebene in Abhängigkeit des nominellen Kontaktdrucks

- Elektro-mechanischer Grenzwert gegen Riffel auf Basis der Lagerstromdichte*

Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Diagramm zum elektro-mechanischen Grenzwert gegen Riffel (vgl. Abb. 6.11) kann auch mittels der Verwendung der Lagerstromdichte erstellt werden. Diese Darstellung ist in der nachstehenden Abbildung 9.12 visualisiert. Hierbei zeigt sich das bereits erläuterte Verhalten des Grenzwertes gegen Riffel in Abhängigkeit der Anzahl der Schaltflanken, welche zu einem parasitären Stromfluss führen. Im Unterschied zu dem Diagramm unter Verwendung der Lagerscheinleistung zeigt sich hier noch der Einfluss der erhöhten Kontaktkraft bei den Versuchen, welche die horizontale Markierung im Grenzwert-Diagramm bilden.

Auch für diese Darstellung gelten die im Hauptteil der Arbeit formulierten Einschränkungen und Hinweise. Somit ist auch hier von einer ersten Hypothese zur Dimensionierung gegen Riffel auszugehen, welche durch weitere Versuche näher zu spezifizieren ist.

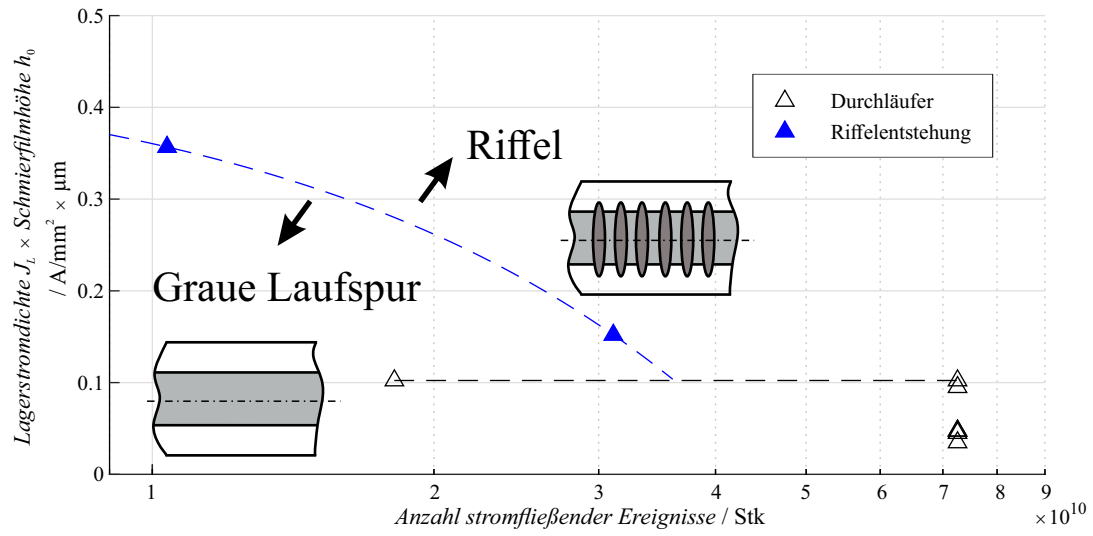


Abb. 9.12: Hypothese zur Dimensionierung tribo-elektrischer Kontakte gegen Riffelbildung basierend auf den durchgeführten Dauerversuchen unter Verwendung der Lagerstromdichte

10 Literaturverzeichnis

Normen und Standards

- [ASTMD1816] ASTM-D1816: *Dielectric Breakdown Voltage of Insulating Liquids Using VDE Electrodes*. American Society for Testing und Materials (ASTM), 2012.
- [ASTMD3300] ASTM-D3300: *Dielectric Breakdown Voltage of Insulating Oils of Petroleum Origin Under Impulse Conditions*. American Society for Testing und Materials (ASTM), 2012.
- [ASTMD877] ASTM-D877: *Dielectric Breakdown Voltage of Insulating Liquids Using Disk Electrodes*. American Society for Testing und Materials (ASTM), 2002.
- [DIN25178-2] DIN-EN-ISO-25178-2: *Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft – Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen*. Deutsches Institut für Normung (DIN), 2012.
- [DIN60156] DIN-EN-60156: *Isolierflüssigkeiten - Bestimmung der Durchschlagspannung bei Netzfrequenz Prüfverfahren*. Deutsches Institut für Normung (DIN), 1996.
- [DIN60243-1] DIN-EN-60243-1: *Elektrische Durchschlagfestigkeit von isolierenden Werkstoffen -Prüfverfahren- Teil 1: Prüfungen bei technischen Frequenzen*. Deutsches Institut für Normung (DIN), 2014.
- [DIN60243-2] DIN-EN-60243-2: *Elektrische Durchschlagfestigkeit von isolierenden Werkstoffen -Prüfverfahren- Teil 2: Zusätzliche Anforderungen für Prüfungen mit Gleichspannung*. Deutsches Institut für Normung (DIN), 2014.

Literatur

- [AF33] ABBOTT, E.; FIRESTONE, F.: „Specifying Surface Quality - A Method Based on Accurate Measurement and Comparison“. *Mechanical Engineering* 55 (1933).
- [AGG70] AUGIS, J.; GIBSON, F.; GRAY, E.: „Plasma and electrode interactions in short Gap discharges in air“. *Holm Seminar on electric contact phenomena* (1970).
- [And69] ANDREASON, S.: „Stromdurchgang durch Waelzlager“. *Schweizerische Bauzeitung* 87 (1969), S. 17–20.
- [ARJ88] AMMANN, C.; REICHERT, K.; JOHO, R. et al.: „Shaft voltages in generators with static excitation systems-problems and solution“. *Energy Conversion, IEEE Transactions on* 3 2 (1988), S. 409–419.
- [ASA16] ABDELHAFEEZ, A. M.; SOO, S. L.; ASPINWALL, D. et al.: „Coupled Eulerian Lagrangian Finite Element Model of Drilling Titanium and Aluminium Alloys“. *SAE International Journal of Aerospace* 9 (2016), S. 198–207.
- [ASB19] ANSARI, M. A.; SAMANTA, A.; BEHNAGH, R. A. et al.: „An efficient coupled Eulerian-Lagrangian finite element model for friction stir processing“. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 101 (2019), S. 1495–1508.
- [Aud16] AUDET, J.: *AEGIS Lagerschutz-Handbuch*. 3. Aufl. Electro Static Technology, 2016.
- [Bar15] BARTEL, D.: *Simulation von Tribosystemen*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2015.
- [Bec20] BECHEV, D.: „Prüfmethodik zur Charakterisierung der elektrischen Eigenschaften von Wälzlagerschmierstoffen“. Diss., Technische Universität Kaiserslautern, 2020.
- [BEK97] BUSSE, D.; ERDMAN, J. M.; KERKMAN, R. et al.: „The effects of PWM voltage source inverters on the mechanical performance of rolling bearings“. *IEEE Transaction, Industrial Applications* 33, Nr. 2 (1997), S. 567–576.
- [BEO18] BÖHMER, E.; EHRHARDT, D.; OBERSCHELP, W.: *Elemente der angewandten Elektronik*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2018.
- [BF55] BUSZ-PEUCKERT, G.; FINKELNBURG, W.: „Die Abhängigkeit des Anodenfalles von Stromstärke und Bogenlänge bei Hochtemperaturbögen“. *Zeitschrift für Physik* 140 (1955), S. 540–546.
- [BFT17] BADER, D.; FURTMANN, A.; TISCHMACHER, H. et al.: „Capacitances and lubricant film thicknesses of grease and oil lubricated bearings“. *Proceedings of the 72th Annual Meeting and Exhibition of the Society of Tribologists and Lubrication Engineers (STLE)* 72 (2017), S. 311–314.

-
- [BGC19] BECHEV, D.; GONDA, A.; CAPAN, R. et al.: „Untersuchung der Oberflächenmutationen und der Riffelbildung bei spannungsbeaufschlagten Wälzlagern“. *VDI-Tagung Gleit- und Wälzlagerungen* 13 (2019).
- [Bil07] BILICI, M.: „An investigation on the ballistic behaviour of alumina/aluminium armour structures“. Diss., University of Ankara, 2007.
- [Bin12] BINDER, A.: *Elektrische Maschinen und Antriebe - Grundlagen, Betriebsverhalten*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2012.
- [BKR18] BECHEV, D.; KIEKBUSCH, T.; RADNAI, B. et al.: „Untersuchung der Auswirkungen von leitenden und nichtleitenden Schmierfetten auf die Oberflächeneigenschaften bei spannungsbeaufschlagten Wälzlagern“. *T+S Tribologie und Schmierungstechnik* 65 (2018), S. 5–11.
- [Bla17] BLAU, M.: „Parametrisierte Modelle zur konstruktiven Auslegung optimierter elektrischer Steckverbinderkontakte“. Diss., Technische Universität Ilmenau, 2017.
- [BM08] BINDER, A.; MUETZE, A.: „Scaling Effects of Inverter-Induced Bearing Currents in AC Machines“. *IEEE Transaction, Industrial Applications* 44, Nr. 3 (2008), S. 769–776.
- [Bot69] BOTÖ, P. A.: „Stromdurchgang in einem Wälzkontakt“. *Schweizerische Bauzeitung* 87 (1969), S. 20–22.
- [Bou85] BOUSSINESQ, J.: „Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques“. (1885).
- [BS18] BECHEV, D.; SAUER, B.: „Investigations into characterization of electrical lubricant properties“. 5. *GETLUB Internationaler Tribologie- und Schmierstoffkongress* (2018).
- [BS19] BINDER, A.; SCHRÖDER (HRSG.), D.: *Leistungselektronische Schaltungen - Kap. 8.11 Zusatzbeanspruchung der Drehfeldmaschine*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2019.
- [BW20] BECHEV, D.; WEICKER, M.: *Schädlicher Stromdurchgang 2 - Methodik zur praxisnahen Charakterisierung von elektrischen Schmierstoffeigenschaften zur Verbesserung der rechnerischen Vorhersage von Lagerströmen: FVA-Nr. 650 II: Abschlussbericht*. Heft 1387. Frankfurt am Main: Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., 2020.
- [CDD85a] CHITTENDEN, R.; DOWNSON, D.; DUNN, J. et al.: „A Theoretical Analysis of the Isothermal Elastohydrodynamic Lubrication of Concentrated Contacts. I. Direction of Lubricant Entrainment Coincident with the Major Axis of the Hertzian Contact Ellipse“. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 397, Nr. 1813 (1985), S. 245–269.

- [CDD85b] CHITTENDEN, R.; DOWNSON, D.; DUNN, J. et al.: „A Theoretical Analysis of the Isothermal Elastohydrodynamic Lubrication of Concentrated Contacts. II. General Case, with Lubricant Entrainment along Either Principal Axis of the Hertzian Contact Ellipse or at Some Intermediate Angle“. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 397, Nr. 1813 (1985), S. 271–294.
- [CLF96] CHEN, S.; LIPO, T. A.; FITZGERALD, D.: „Modelling of bearing currents in inverter drives“. *IEEE Transaction Industrial Applications* 32, Nr. 6 (1996), S. 1365–1370.
- [CM20] COLINEAU, F.; MORGENSTERN, S.: *Leitfähige Dichtungen verhindern Lagerschäden im Elektromotor (abgerufen 12.03.2023)*. 2020. URL: <https://www.all-electronics.de/e-mobility/leitfaehige-dichtungen-verhindern-lagerschaeden-im-elektromotor-420.html>.
- [Cra13] CRASTAN, V.: *Elektrische Energieversorgung 1 - Netzelemente, Modellierung, stationäres Netzverhalten, Bemessung, Schalt- und Schutztechnik*. Berlin Heidelberg New York, 2013.
- [DS18] DETERS, L.; SAUER (HRSG.), B.: *Konstruktionselemente des Maschinenbaus 2 - Kap. 10 Reibung, Verschleiß und Schmierung*. 8. Auflage. Berlin: Springer-Vieweg, 2018.
- [Ell12] ELLERMANN, A.: „Der Bauschingereffekt bei vergüteten, bainitischen und normalisierten Zuständen der Stähle 42CrMoS4 und 100Cr6“. Diss., Universität Kassel, 2012.
- [Fle09] FLEISCHMANN, L.: „Ströme in Lagern und Wellen“. *Elektrische Kraftbetriebe und Bahnen VII* 18 (1909), S. 352–353.
- [Fur17] FURTMANN, A.: „Elektrisches Verhalten von Maschinenelementen im Antriebsstrang“. Diss., Universität Hannover, 2017.
- [GCB19] GONDA, A.; CAPAN, R.; BECHEV, D. et al.: „The Influence of Lubricant Conductivity on Bearing Currents in the Case of Rolling Bearing Greases“. *MDPI Lubricants* 7 (2019), S. 108.
- [GCK22a] GRAF, S.; CAPAN, R.; KOCH, O. et al.: „Electrically induced damage of rolling bearings due to parasitic converter currents in electrical drive trains“. *Proceeding of the 7. International Commercial Vehicle Technology Symposium* (2022).
- [GCK22b] GRAF, S.; CAPAN, R.; KOCH, O.: „Wechselwirkung von Tribologie und elektrisch induzierter Oberflächenmutation in Wälzlagern“. Aachen, 2022. 5. VDI-Fachkonferenz - Schadensmechanismen an Lagern.
- [GCR17] GUEYE, P.; CRESSAULT, Y.; ROHANI, V. et al.: „A simplified model for the determination of current-voltage characteristics of a high pressure hydrogen plasma arc“. *Journal of Applied Physics, American Institute of Physics* 121 (7) (2017), S. 073302.

-
- [Gem17] GEMEINDER, Y.: „Lagerimpedanz und Lagerschädigung bei Stromdurchgang in umrichtergespeisten Maschinen“. Diss., Technische Universität Darmstadt, 2017.
- [GKS23] GRAF, S.; KOCH, O.; SAUER, B. et al.: „Electrical contact resistance of a lubricated rolling contact of an axial deep groove ball bearing“. *Tribology International* In Review (2023).
- [Gok10] GOKHAN, O.: „Numerical and experimental Investigation of perforation of ST-37 steel plates by oblique impact“. Magisterarb., University of Ankara, 2010.
- [GS20a] GRAF, S.; SAUER, B.: „Surface mutation of axial bearing raceways through the current passage in a mixed friction mode“. Berlin, 2020. IQPC - Component Innovation for E-drives.
- [GS20b] GRAF, S.; SAUER, B.: „Surface mutation of the bearing raceway during electrical current passage in mixed friction operation“. online, 2020. Bearing World Conference.
- [GS21] GRAF, S.; SAUER, B.: „Surface mutation of the bearing raceway during electrical current passage in mixed friction operation“. *Bearing World Journal* 5 (2021), S. 137–147.
- [GS22] GRAF, S.; SAUER, B.: „Simulative Untersuchungen des Einflusses elektromechanischer Belastungen an einem Axiallager auf die Glättung der Oberflächen und den Traganteil im Kugel-Laufbahnkontakt“. *Forschung im Ingenieurwesen* 86 (2022), S. 145–159.
- [GWK23] GRAF, S.; WERNER, M.; KOCH, O. et al.: „Breakdown voltages in thrust bearings“. *Tribology Transactions* Accepted for publication (2023).
- [Hau02] HAUSBERG, V.: *Elektrische Lagerbeanspruchung umrichtergespeister Induktionsmaschinen*. VDI-Fortschrittsbericht Nr. 324, Reihe 21, Elektrotechnik. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2002.
- [HD77] HAMROCK J, B.; DOWSON, D.: „Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts III: Fully Flooded Results“. *Journal of Lubrication Technology* 99 (1) (1977), S. 264–275.
- [HJ72] HOPKINS, M.; JONES, R.: „Transients, Bridges, micro-arcs and metal transfer in low voltage electrical contacts“. *Holm Seminar on electric contact phenomena* (1972), S. 399–406.
- [Hol41] HOLM, R.: *Die technische Physik der elektrischen Kontakte*. Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg GmbH, 1941.
- [HS00] HAUSBERG, V.; SEINSCH, H.: „Kapazitive Lagerspannungen und -ströme bei umrichtergespeisten Induktionsmaschinen“. *Electrical Engineering* 82 (2000-03), S. 153–162.
- [HY12] HONGTAO, D.; YUNG, S. C.: „A Metallo-Thermomechanically Coupled Analysis of Orthogonal Cutting of AISI 1045 Steel“. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 134 (2012), S. 51014–12.

- [HZ15] HAMMELMUELLER, F.; ZEHETNER, C.: „Increasing numerical efficiency in coupled Eulerian-Lagrangian metal forming simulations“. Bd. XIII. Barcelona, Spain, 2015. International Conference on Computational Plasticity.
- [Jag05] JAGENBREIN, A.: „Investigations of bearing failures due to electric current passage“. Diss., Technische Universität Wien, 2005.
- [JC83] JOHNSON, G. R.; COOK, W. H. (: „A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures“. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics* (1983).
- [Jos19] JOSHI, A.: „Electrical Characterisations of Bearings“. Diss., Chalmers University of Technology, 2019.
- [Kel11] KELLNER, J.: „Esetek az elektrotechnikai gyakorlatból. Csapágyáramok. (E: Cases from the electrical engineering practice. bearing currents)“. *Elektrotechnika Magazin* 4 21 (1911), S. 309–312.
- [Ker92] KERSZENBAUM, I.: „Shaft currents in electric machines fed by solid-state drives.“ *Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference, Conference Record* (1992), S. 71–79.
- [KFT07] KOCH, M.; FISCHER, M.; TENBOHLEN, S.: „The breakdown voltage of insulation oil under the influences of humidity, acidity, particles and pressure“. *International Conference APTADM* (2007).
- [KGH23] KLINGEBIEL, J.; GRAF, S.; HAUSNER, S. et al.: „Change in impedance as a result of surface mutations induced by parasitic current transfer“. *Bearing World Journal* 6 - Accepted for publication (2023).
- [KHG22] KLINGEBIEL, J.; HAUSNER, S.; GRAF, S. et al.: „Change in impedance as a result of surface mutations induced by parasitic current transfer“. Würzburg, 2022. Bearing World Conference.
- [Kie17] KIEKBUSCH, T.: „Strategien zur dynamischen Simulation von Wälzlagern“. Diss., Technische Universität Kaiserslautern, 2017.
- [Koh43] KOHAUT, A.: *Riffelbildung in Wälzlagern infolge elektrischer Korrosion*. Würzburg: Habilitationsschrift, Julius-Maximilians-Universität Würzburg, 1943.
- [Küc09] KÜCHLER, A.: *Hochspannungstechnik - Grundlagen - Technologie - Anwendungen*. Berlin Heidelberg: Springer Verlag, 2009.
- [Lei09] LEIDNER, M.: „Kontaktphysikalische Simulation von Schichtsystemen“. Diss., Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [LNS16] LAKSHMANA RAO, C.; NARAYANAMURTHY, V.; SIMHA, K. R. Y.: *Applied impact mechanics*. New York: John Wiley & Sons, 2016.
- [LY00] LISOVSKIY, V. A.; YAKOVIN, S. D.: „Experimental Study of a Low-Pressure Glow Discharge in Air in Large-Diameter Discharge Tubes“. *Plasma Physics Reports* 26 (12) (2000), S. 1066–1075.

-
- [Mac32] MACKEOWN, S.: „Cathode drop in arc discharges“. *Electrical Engineering* 51 (6) (1932), S. 386–388.
- [Mar21] MARTIN, G.: „Die Wälzlagerimpedanz als Werkzeug zur Untersuchung von Oberflächenabweichungen in Wälzlagern“. Diss., Technische Universität Darmstadt, 2021.
- [MB03] MUETZE, A.; BINDER, A.: *Elektrische Lagerbeanspruchung bei umrichter-gespeisten Maschinen*. Abschlussbericht. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektrische Energiewandlung, 2003.
- [MB09] MAGDUN, O.; BINDER, A.: „Calculation of roller and ball bearing capacitances and prediction of EDM currents“. *Industrial Electronics 35th Annual Conference of IEEE* (2009), S. 1051–1056.
- [MS17] MAGYAR, B.; SAUER, B.: „Methods for the simulation of the pressure, stress, and temperature distribution in the contact of fractal generated rough surfaces“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology* 231 (2017), S. 489–502.
- [Mue04] MUETZE, A.: „Bearing currents in inverter-fed AC-motors“. Diss., Technische Universität Darmstadt, 2004.
- [Mue16] MUELLER, M.: *Zelluläre Automaten als Modellbildungswerkzeug für Fragestellungen aus der Technischen Mechanik*. Braunschweig: Schriftenreihe Institut für Dynamik und Schwingungen TU Braunschweig, 2016.
- [PH07] PUNGA, F.; HESS, W.: „Eine Erscheinung an Wechsel- und Drehstromgeneratoren“. *Elektrotechnik und Maschinenbau* 25 (1907), S. 615–618.
- [Pra06] PRASHAD, H.: *Tribology in electrical environments*. Band 49. Amsterdam: Elsevier, 2006.
- [Pre02] PREISINGER, G.: „Cause and effect of bearing currents in frequency converter driven electrical motors: Investigations of electrical properties of rolling bearings“. Diss., Technische Universität Wien, 2002.
- [Rad16] RADNAI, B.: „Wirkmechanismen bei spannungsbeaufschlagten Wälzlagern“. Diss., Technische Universität Kaiserslautern, 2016.
- [Rai91] RAIZER, Y. P.: *Gas Discharge Physics*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 1991.
- [RG15] RADNAI, B.; GEMEINDER, Y.: *Schädlicher Stromdurchgang 1 - Schädlicher Stromdurchgang - Untersuchung des Schädigungsmechanismus und der zulässigen Lagerstrombelastung von Wälzlagern in E-Motoren und Generatoren verursacht durch parasitäre hochfrequente Lagerströme: FVA-Nr. 650 I: Abschlussbericht*. Frankfurt am Main: Forschungsvereinigung Antriebstechnik e.V., 2015.
- [Rie00] RIEPER, T.: „Ein neues Verfahren zur Bestimmung der elektrischen Feldstärke in Niederdruckgasentladungen“. Diss., Christian-Albrechts-Universität, 2000.

- [Rie67] RIEDER, W.: *Kleines Lehrbuch der Elektrotechnik: Plasma und Lichtbogen*. Bd. 10. Vieweg, 1967.
- [RKS14] RADNAI, B.; KIEKBUSCH, T.; SAUER, B.: „Schmierfilmabhängige Entladevorgänge in strombelasteten Wälzlagern“. *ant Journal* 3 (2014), S. 22–27.
- [RLM15] ROMANENKO, A.; LAHDELMA, S.; MÜTZE, A. et al.: „Vibration measurement approach to the bearing damage evolution study in the presence of electrostatic discharge machining currents“. *Conference on Maintenance, Condition Monitoring and Diagnostics* (2015).
- [Roc02] ROCKWELL-AUTOMATION: „Inverter-Driven induction motors shaft and bearing current solutions“. *Industry White Paper* (2002).
- [Rot27] ROTH, A.: *Hochspannungstechnik*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 1927.
- [Sch20] SCHIRRA, T.: „Phänomenologische Betrachtung der sensorisch nutzbaren Effekte am Wälzlager – Einfluss unbelasteter Wälzkörper auf die elektrische Impedanz“. Diss., Technische Universität Darmstadt, 2020.
- [SLB21] SCHNEIDER, V.; LIU, H. C.; BADER, N. et al.: „Empirical formulae for the influence of real film thickness distribution on the capacitance of an EHL point contact and application to rolling bearings“. *Tribology International* 154 (2021), S. 106714.
- [SM19] SCHRÖDER, D.; MARQUARDT, R.: *Leistungselektronische Schaltungen - Funktion, Auslegung und Anwendung*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2019.
- [SMW02] SCHIFERL, R.; MELFI, M.; WANG, J.: „Inverter driven induction motor bearing current solutions“. *Proc. IEEE Petroleum and Chemical Industry Technical Conference* (2002), S. 67–75.
- [SS22] SCHNEIDER, V.; STOCKBRÜGGER, J. O.: *FVA 863 I - Stromdurchgang am Wälzlager*. Frankfurt: FVA-Heft Nr. 1501, 2022.
- [SSU76] SOWA, K.; SUHORA, K.; UCKI, T. et al.: „Influence of the atmospheric pressure on showering arc“. *8th International conference on electrical contact phenomena, Tokyo* (1976), S. 13–18.
- [Str18] STROTH, U.: *Plasmaphysik - Phänomene, Grundlagen und Anwendungen*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2018.
- [SWG20] SAFDARZADEH, O.; WEIKER, M.; GRAF, S. et al.: „Modelling of the Electric bearing contact under parasitic bearing current in Inverter-fed electrical motors in e-mobile applications“. Wolfsburg, 2020. 12. E-MOTIVE by FVA.
- [Sys17] SYSTEMES, D.: „Eulerian analysis“. *Abaqus Manual SIMULIA User Assistance* (2017).
- [Tis17] TISCHMACHER, H.: „Systemanalysen zur elektrischen Belastung von Wälzlagern bei umrichter gespeisten Elektromotoren“. Diss., Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, 2017.

-
- [Ven91] VENNER, C.: „Multilevel Solution of the EHL Line and Point Contact Problems“. Diss., University of Twente, 1991.
- [Vin16] VINARICKY, E.: *Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen - Teil 1 Grundlagen zur Physik und Technik elektrischer Kontakte*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2016.
- [WC13] WANG, Q. J.; CHUNG, Y.: *Encyclopedia of Tribology*. USA: Springer US, 2013.
- [Wei21] WEICKER, M.: „Gleichtakteeffekte bei umrichter gespeisten Elektromotoren“. Diss., Technische Universität Darmstadt, 2021.
- [Wet12] WETTER, R.: „Numerische Berechnung des elektrischen Engewiderstands im Kontakt rauher Oberflächen“. Magisterarb., Technische Universität Berlin, 2012.
- [Wit17] WITTEK, E. C.: „Charakterisierung des Schmierungs Zustandes im Rillenkugellager mit dem kapazitiven Messverfahren“. Diss., Universität Hannover, 2017.
- [Zac10] ZACH, F.: *Leistungselektronik - Ein Handbuch Band 1 / Band 2*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2010.
- [Zik10] ZIKA, T.: „Electric discharge damaging in lubricated rolling contacts“. Diss., Technische Universität Wien, 2010.
- [ZXL21] ZHENG, J.; XIANG, D.; LI, H. et al.: „An Investigation into the Effect of Bearing Grease Degradation on the High-frequency dv/dt Bearing Current in an Inverter-fed Motor System“. Bd. 6. Shanghai, 2021. International Conference on Power und Renewable Energy.

Eigene Veröffentlichungen mit Bezug zum Thema

- [GCK22a] GRAF, S.; CAPAN, R.; KOCH, O. et al.: „Electrically induced damage of rolling bearings due to parasitic converter currents in electrical drive trains“. *Proceeding of the 7. International Commercial Vehicle Technology Symposium* (2022).
- [GCK22b] GRAF, S.; CAPAN, R.; KOCH, O.: „Wechselwirkung von Tribologie und elektrisch induzierter Oberflächenmutation in Wälzlagern“. Aachen, 2022. 5. VDI-Fachkonferenz - Schadensmechanismen an Lagern.
- [GKS23] GRAF, S.; KOCH, O.; SAUER, B. et al.: „Electrical contact resistance of a lubricated rolling contact of an axial deep groove ball bearing“. *Tribology International* In Review (2023).
- [GS20a] GRAF, S.; SAUER, B.: „Surface mutation of axial bearing raceways through the current passage in a mixed friction mode“. Berlin, 2020. IQPC - Component Innovation for E-drives.
- [GS20b] GRAF, S.; SAUER, B.: „Surface mutation of the bearing raceway during electrical current passage in mixed friction operation“. online, 2020. Bearing World Conference.
- [GS21] GRAF, S.; SAUER, B.: „Surface mutation of the bearing raceway during electrical current passage in mixed friction operation“. *Bearing World Journal* 5 (2021), S. 137–147.
- [GS22] GRAF, S.; SAUER, B.: „Simulative Untersuchungen des Einflusses elektromechanischer Belastungen an einem Axiallager auf die Glättung der Oberflächen und den Traganteil im Kugel-Laufbahnkontakt“. *Forschung im Ingenieurwesen* 86 (2022), S. 145–159.
- [GWK23] GRAF, S.; WERNER, M.; KOCH, O. et al.: „Breakdown voltages in thrust bearings“. *Tribology Transactions* Accepted for publication (2023).
- [KGGH23] KLINGEBIEL, J.; GRAF, S.; HAUSNER, S. et al.: „Change in impedance as a result of surface mutations induced by parasitic current transfer“. *Bearing World Journal* 6 - Accepted for publication (2023).
- [KHG22] KLINGEBIEL, J.; HAUSNER, S.; GRAF, S. et al.: „Change in impedance as a result of surface mutations induced by parasitic current transfer“. Würzburg, 2022. Bearing World Conference.
- [SWG20] SAFDARZADEH, O.; WEIKER, M.; GRAF, S. et al.: „Modelling of the Electric bearing contact under parasitic bearing current in Inverter-fed electrical motors in e-mobile applications“. Wolfsburg, 2020. 12. E-MOTIVE by FVA.

Studentische Arbeiten zur Dissertation

1. C. Franck: Qualitätssicherung numerischer Berechnungsmethoden durch Modularisierung am Beispiel eines Kontaktalgorithmus. Bachelor-Thesis, Technische Universität Kaiserslautern, 2018
2. M. Klehr; S. Fritz: Recherche zu Berechnungsverfahren für den Kontaktwiderstand zur Analyse von Lagerschäden in der Fahrzeugtechnik. Studienarbeit, Technische Universität Kaiserslautern, 2018
3. J. Kastl: Anwendung der gekoppelten Euler-Lagrange Methode auf Kontaktprobleme. Studienarbeit, Technische Universität Kaiserslautern, 2018
4. F. Verwiebe: Automatisierte Modellgenerierung einer gekoppelten Euler-Lagrange Simulation. Bachelor-Thesis, Technische Universität Kaiserslautern, 2019
5. C. Franck: Oberflächenmutation von mit Wechsellastung belasteten Axiallagern unter Mischreibungsbedingungen. Studienarbeit, Technische Universität Kaiserslautern, 2019
6. W. Korinez: Auswirkungen von hochfrequenten-elektrischen Strömen auf die Wälzlagerlaufbahnen zu definierten Mischreibungsbedingungen. Master-Thesis, Technische Universität Kaiserslautern, 2020
7. I. Gulisch: Einfluss nichtlinearer Materialformulierung auf die Simulation von Traganteilkurven. Studienarbeit, Technische Universität Kaiserslautern, 2021
8. J. Leyes: Modellierung von mechanischer Reibung unter Berücksichtigung der Oberflächenstruktur mithilfe der gekoppelten Euler Lagrange Methode, Diplomarbeit, Technische Universität Kaiserslautern, 2022
9. J. Kockler: Einflussanalyse von Effekten auf die Oberflächenveränderung von Wälzoberflächen infolge von elektrischem Stromdurchgang, Master-Thesis, Technische Universität Kaiserslautern, 2022

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Simon Graf
Geburtsjahr	1984
Staatsangehörigkeit	deutsch
Familienstand	verheiratet, drei Kinder

Akademische Laufbahn

08/2001 - 07/2003	Fachoberschule für Technik, Saarbrücken; <i>Fachhochschulreife</i>
10/2004 - 09/2007	Studium Mechanical Engineering an der Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes, Saarbrücken; <i>Bachelor of Engineering</i>
10/2007 - 09/2009	Studium Engineering and Management an der Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes, Saarbrücken; <i>Master of Engineering</i>
10/2011 - 05/2015	Fernstudium Computational Engineering an der Beuth Hochschule für Technik, Berlin; <i>Master of Engineering</i>

Berufliche Praxis

10/2003 - 06/2004	Ableistung des Grundwehrdienstes , Mengen und Birkenfeld
10/2006 - 02/2009	Wissenschaftliche Hilfskraft im Labor für Maschinenelemente und Transportsysteme, Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes, Saarbrücken
03/2009 - 10/2009	Masterand am Fraunhofer Ernst-Mach-Institut, Efringen-Kirchen
04/2010 - 06/2017	R&D-Engineer bei Ringfeder Power Transmission Tschan GmbH, Neunkirchen
10/2016 - 03/2017	Lehrbeauftragter für das Modul CAD und moderne Berechnungsmethoden an der Hochschule für Technik und Wirtschaft des Saarlandes, Saarbrücken
07/2017 - heute	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Maschinenelemente und Getriebetechnik, Technische Universität Kaiserslautern, Kaiserslautern
seit 01/2019	Fachgruppenleiter Wälzlagerdynamiksimulation und elektrischer Stromdurchgang

Dissertationen am Lehrstuhl für Maschinenelemente und Getriebetechnik (MEGT) der TU Kaiserslautern

1. Gäthje, Heino: Bewertung der Naßbagger und der sich anschließenden Transportkette im Schelfbereich unter Anwendung eines EDV-Modells. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1981
2. Kahle, Ulrich: Das Micro-CAD-System ein Beitrag zur Einführung einer rechnerunterstützten Konstruktionsweise in kleinen und mittleren Unternehmen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1983
3. Kreutz, Sax: Simulation von Vergleichmässigungsprozessen auf stirnseitig abgebauten Massenschüttgutkreislagerplätzen mit Hilfe eines elektrischen Analogiemodells und eines gleichwertigen digitalen Modells. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1983
4. Rende, Hikmet: Ein Beitrag zur Untersuchung der elastischen Nachgiebigkeiten der verspannten Teile von Schraubenverbindungen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1984
5. Sponagel, Stefan: Gummi-Metall-Bauteile. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1987
6. Spaltowski, Ralf: Ein Beitrag zur Beurteilung der Trageigenschaften und des Reibungsverhaltens von nicht-newtonschen Flüssigkeiten in stationär und dynamisch bewegten Gleitlagerungen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1988
7. Britz, Stefan: Ein Beitrag zur Erfassung der Funktionsprinzipien dynamischer Wellendichtungen unter besonderer Berücksichtigung des Radialwellendichtrings. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1988
8. Hennerici, Horst: Ein Beitrag zur Berechnung der Beanspruchungen und der nichtlinearen Rückstellkräfte und -momente von dünnen Kreisringblechen als Wirkglieder von Membrankupplungen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1988
9. Jiang, Fuqing: Ratterschwingungen bei selbsthemmenden Schneckengetrieben. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1989
10. Endemann, Ulrich: Ein Beitrag zur theoretischen und experimentelle Untersuchung hydrodynamisch arbeitender Spiralrillen-Radialgleitlager. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1989
11. Schlossarczyk, Jörg: Ein Beitrag zur Berechnung, Modellbildung und experimentellen Untersuchung drehelastischer Scheibenkupplungen unter Berücksichtigung des im Betrieb auftretenden Wellenversatzes. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1990

12. Lutz, Thomas: Ein Beitrag zur Berechnung druckbelasteter Elastomerlager. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1990
13. Lehnertz, Hermann: Ein Beitrag zur Berechnung hydrodynamisch arbeitender Radialgleitlager bei stationärem Betrieb mit Hilfe von Kleinrechnern. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1990
14. Maier, Martin: Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation des Crashverhaltens von Faserverbundwerkstoffen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1990
15. Steiner, Matthias: Ein Beitrag zur theoretischen und experimentellen Erfassung der Funktionsmechanismen von axialen Gleitringdichtungen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1992
16. Stopp, Ralf: Elastomere Werkstoffe für Formdichtungen. Ein Beitrag zur Dimensionierung von Dichtsystemen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1993
17. Joo, Kwang-Taek: Beitrag zum Einfluß mechanischer Parameter auf das Spurverhalten von dreirädrigen fahrerlosen Transportfahrzeugen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1993
18. Fritzsche, Ralf: Ein Beitrag zur Untersuchung des Verhaltens von Radialwellendichtringen aus Elastomer- und Polytetrafluoräthylen-Material bei speziellen Betriebsbedingungen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1994
19. Becker, Matthias: Ein Beitrag zur Untersuchung der Temperaturentwicklung in einer drehelastischen Scheibenkupplung bei dynamischer Beanspruchung unter besonderer Berücksichtigung des im Betrieb auftretenden Winkelversatzes. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1994
20. Helfrich, Axel: Bestimmung der Kenngrößen von nicht-newtonschen Schmierstoffen für die Dimensionierung hydrodynamisch arbeitender Gleitlager. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1995
21. Mattheis, Fritz: Ein Beitrag zur theoretischen und experimentellen Untersuchung von Flachdichtungen am Beispiel von polymerbeschichteten Metallblechen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1995
22. Koch, Jürgen: Das Gleitlager endlicher Breite eine Lösung der Reynoldsschen Differentialgleichung. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1995
23. Spieth, Gottfried: Mechanische und werkstofftechnische Untersuchung von Verbindungen mit Schrauben aus thermoplastischem Kunststoff. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1995
24. Kramm, Georg: Ein Beitrag zur Modellierung von nicht-newtonschen Schmierstoffen und deren Verwendung für hydrodynamisch arbeitende Gleitlager. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1996
25. Berg, Michael: Untersuchungen zum Schmierstoffdurchsatz und zur Reibungsleistung dynamisch belasteter Radialgleitlager. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1996
26. Mán, László: Ein Beitrag zur Vorhersage von Freßschäden an tribologischen Wirkstellen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 1997
27. Gast, Stefan: Zielfunktionen zur Optimierung der Laufeigenschaften räumlicher Mechanismen auf der Grundlage ebener Kontaktverlustkriterien. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2000, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 1, Nr. 331

-
28. Ruhl, Christian: Ein Beitrag zur Wirkungsweise von Radialwellendichtungen unter Berücksichtigung von rauheitsinduzierter Hydrodynamik und radialen Verlagerungen der Gegenlauffläche. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2000, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 1, Nr. 339
 29. Huber, Matthias: Ein Beitrag zur Untersuchung hydrodynamisch arbeitender Radialgleitlager unter Berücksichtigung der Schmierölverdünnung mit Rapsölmethylester. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2000, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 12, Nr. 453
 30. Fuerst, Axel: Analytische Simulation von hydrodynamischen Gleitlagern in Wasserkraftanlagen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2000, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 1, Nr. 343
 31. Reif, Andreas: Entwicklung eines integrierten automatisiert schaltenden Getriebes zum Einsatz in Elektrostraßenfahrzeugen. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2000, Fortschritt-Bericht VDI, Reihe 1, Nr. 477
 32. Lorreng, Dirk: Ein Beitrag zur Ermittlung und Beschreibung der Fließeigenschaften biologisch schnell abbaubarer Schmierstoffe. Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2001, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 3, Nr. 741
 33. Péteri, Szabolcs: Untersuchungen von Radialwellendichtringen unter Wellenschwingungen bei unterschiedlichen Temperaturen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2004, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 1, Nr. 379
 34. Hahn, Kersten: Dynamik-Simulation von Wälzlagerkäfigen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2005, Skaker Verlag, Reihe Konstruktionstechnik, ISBN 3-83223-760-7
 35. Teutsch, Roman: Kontaktmodelle und Strategien zur Simulation von Wälzlagern und Wälzführungen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2005, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 01/2005, ISBN 3-93689-073-0
 36. Groß, Torsten: Ein Beitrag zur Entwicklung und Analyse serieller und paralleler Strukturen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2007, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 02/2007, ISBN 978-3-93943-246-3
 37. Thullen, Carlo: Entwicklung und Validierung einer Universalprüfeinrichtung zur Untersuchung von dynamisch belasteten Radialwellendichtungen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 03/2008, ISBN 978-3-93943-289-0
 38. Nicola, Andreas: Versuchsgestützte Dynamiksimulation hydraulisch gespannter Kettentriebe und Drehungleichförmigkeiten. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 04/2008, ISBN 978-3-93943-290-6
 39. Aul, Eduard: Analyse von Relativbewegungen in Wälzlagersitzen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 05/2008, ISBN 978-3-93943-296-8
 40. Bach, Peter: Umsturzsicherheit von Doppeldeckeromnibussen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2008, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 06/2008, ISBN 978-3-93943-297-5

41. Scheuermann, Miguel: Dynamiksimulation zur virtuellen Produktentwicklung von Rollenschienenführungen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2010, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 07/2010, ISBN 978-3-94143-849-1
42. Wohlgemuth, Martin: Ein Beitrag zur Lebensdauererlängerung von feststoffgeschmierten Rillenkugellagern. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2010, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 08/2010, ISBN 978-3-94143-864-4
43. Leichner, Tim: Prognose der Dichtlippenfolgefähigkeit von RWDR bei dynamisch verlagerter Welle. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2012, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 09/2012, ISBN 978-3-94143-891-0
44. Magyar, Balázs: Tribo dynamische Untersuchungen von Zylinderschneckengetrieben. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2012, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 10/2012, ISBN 978-3-94399-503-9
45. Babbick, Till: Wandern von Wälzlageringern unter Punktlast. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2012, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 11/2012, ISBN 978-3-94399-505-3
46. Gastauer, Tobias: Reibungs und Verschleißuntersuchungen von Elastomerwerkstoffen für Dichtungsanwendungen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2012, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 12/2013, ISBN 978-3-94399-516-9
47. Gummer, Alexander: Analytische Untersuchung des Geometrieinflusses auf das Verschleißverhalten von Antriebsketten. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2013, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 13/2013, ISBN 978-3-94399-523-7
48. Aul, Viktor: Kontaktmodelle zur dynamischen Simulation vollrolliger Zylinderrollenlager. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2014, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 14/2014, ISBN 978-3-94399-555-8
49. Marquart, Matthias: Ein Beitrag zur Nutzung feststoffgeschmierter Wälzlager. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2014, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 15/2014, ISBN 978-3-94399-552-7
50. Buchmiller, Viktor: Wälzgelagerter Kurbeltrieb - Potenzial von Wälzlagern im Verbrennungsmotor. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2015, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 16/2015, ISBN 978-3-94399-579-4
51. Kaiser, Fabian: Ein Simulationsmodell zur Analyse des Schmierfilms von Stangendichtungen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2015, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 17/2015, ISBN 978-3-95974-010-4
52. Bajer, Peter: Einflussgrößen auf das Schlupfverhalten von Wälzlagern in Generatorgetrieben. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2016, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 18/2016, ISBN 978-3-95974-016-6
53. Jennewein, Barbara: Integrierter Berechnungsansatz zur Prognose des dynamischen Betriebsverhaltens von Radialwellendichtringen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2016, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 19/2016, ISBN 978-3-95974-015-9

-
54. Radnai, Benjamin: Wirkmechanismen bei spannungsbeaufschlagten Wälzlagern. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2016, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 20/2016, ISBN 978-3-95974-029-6
 55. Frölich, Daniel: Strategien und Modelle zur Simulation des Betriebsverhaltens von Radial-Wellendichtringen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2016, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 21/2016, ISBN 978-3-95974-030-2
 56. Sappok, Daniel: Experimentelle und simulative Methoden zur Untersuchung der Verschleißvorgänge im Kettengelenk von Antriebs- und Steuerketten. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2016, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 22/2016, ISBN 978-3-95974-033-3
 57. Kiekbusch, Timo: Strategien zur dynamischen Simulation von Wälzlagern. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2017, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 23/2017, ISBN 978-3-95974-043-2
 58. Kaiser, Christian: Entwicklung einer Prüfmethodik für Modelluntersuchungen an schmutzbeaufschlagten Radial-Wellendichtringen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2017, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 24/2017, ISBN 978-3-95974-052-459
 59. Fingerle, Thorsten: Experimentelle und simulative Untersuchung des Schlupfverhaltens von Kegelrollenlagern, Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2017, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 25/2017, ISBN 978-3-95974-054-8
 60. Eckstein, Christian: Ermittlung repräsentativer Lastkollektive zur Betriebsfestigkeit von Ackerschleppern. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2017, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 26/2017, ISBN 978-3-95974-064-7
 61. Fruth, Torben: Vom tribologischen Modellversuch zum Maschinenelement: Berücksichtigung des rheologischen Verhaltens von Schmierstoffen in der Wälzlagersimulation. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2018, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 27/2018, ISBN 978-3-95974-084-5
 62. Fábíán, Csaba: Verbesserung des Wirkungsgrades von Steuerkettentrieben durch bedarfsgerechte Kettenspannung. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2018, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 28/2018, ISBN 978-3-95974-091-3
 63. Oehler, Manuel: Methodische Ansätze zur Optimierung des Wirkungsgrades von Schneckengetrieben. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2018, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 29/2018, ISBN 978-3-95974-097-5
 64. Jürgen, Liebrecht: Technisch-mathematischer Ansatz zur Berechnung der hydraulischen Verluste in Wälzlagern. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2018, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 30/2018, ISBN 978-3-95974-103-3
 65. Krupp, Frederik: Reibleistungsreduzierung in Steuerkettentrieben. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2018, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 31/2018, ISBN 978-3-95974-107-1

66. Herweg, Sören: Entwicklung und Validierung einer Methodik für erweiterte Ventiltriebssimulationen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2019, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 32/2019, ISBN 978-3-95974-106-4
67. Pörsch, Sascha: Ansätze zur erweiterten Lebensdauerberechnung feststoffgeschmierter Wälzlager. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2019, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 33/2019, ISBN 978-3-95974-113-2
68. Thielen, Stefan: Entwicklung eines TEHD-Tribosimulationsmodells für Radialwellendichtringe. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2019, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 34/2019, ISBN 978-3-95974-120-0
69. Weyrich, Dominik: Tribologisches Prüfsystem für Dichtungsanwendungen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2020, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 35/2020, ISBN 978-3-95974-131-6
70. Wiesker, Sebastian: Axialschub an nadelgelagerten Stützrollen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2020, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 36/2020, ISBN 978-3-95974-136-1
71. Bechev, Dani: Prüfmethodik zur Charakterisierung der elektrischen Eigenschaften von Wälzlagerschmierstoffen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2020, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 37/2020, ISBN 978-3-95974-135-4
72. Zimmermann, Florian: Optimierung der Energieeffizienz von Kettenspannsystemen. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2020, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 38/2020, ISBN 978-3-95974-138-5
73. Becker, Andre: Entwicklung einer Prüfmethodik für Verschleißuntersuchungen an Kettengelenken von Antriebs- und Steuerketten. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2021, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 39/2020, ISBN 978-3-95974-143-9
74. Dahiwal, Rahul: Contribution to the Influence of Cage Wear on the Bearing Life of Solid Lubricated Rolling Bearings. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2021, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 40/2021, ISBN 978-3-95974-151-4
75. Hofmann, Markus: Auslegung von Berechnungsverfahren am Beispiel der Simulation von Mischreibung. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2022, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 41/2022, ISBN 978-3-95974-174-3
76. Burkhart, Christoph: Ein Beitrag zum Verständnis des Verschleißverhaltens im System Radialwellendichtring. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2022, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 42/2022, ISBN 978-3-95974-184-2
77. Mármol, Margarita: Development of a new bearing geometry to reduce friction losses. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2022, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 43/2022, ISBN 978-3-95974-189-7
78. Sebteini, Seiedardeshir: Kritische Schlupfzustände von Wälzlagern im Mindestlastbereich. Dissertation, Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau, 2023, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 44/2023, ISSN 1860-8035

79. Meffert, Dominik: Einfluss der Bauteilkontur auf das Verschleiß- und Reibungsverhalten von Gelenkketten. Dissertation, Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau, 2023, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 45/2023, ISBN 978-3-95974-195-8
80. Foko Foko, Flavien: Semi-analytische Kontaktmodellierung in Maschinenelementen. Dissertation, Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau, 2023, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 46/2023
81. Graf, Simon: Charakterisierung und Auswirkungen von parasitären Lagerströmen in Mischreibung. Dissertation, Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau, 2023, Maschinenelemente und Getriebetechnik Berichte Bd. 47/2023, ISBN 978-3-95974-201-6

ISSN 1860-8035
ISBN 978-3-95974-201-6