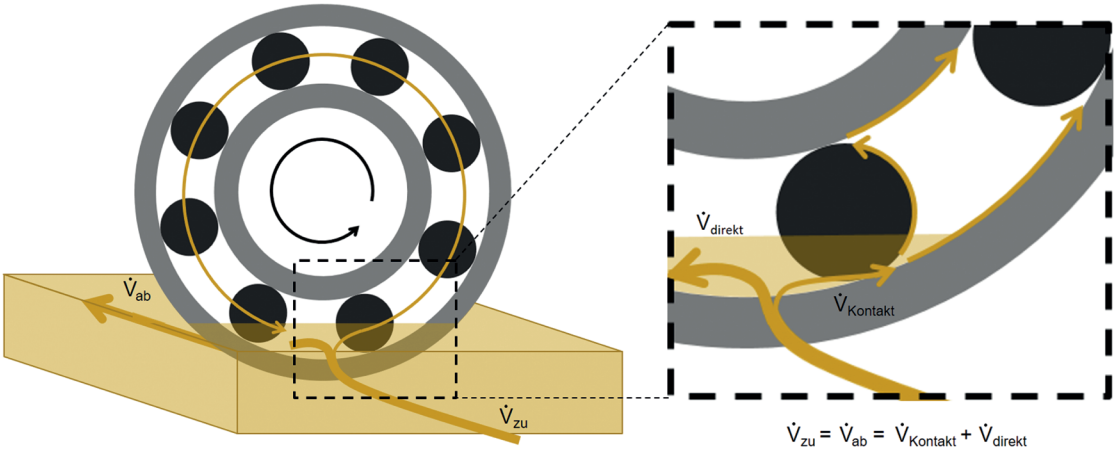


FAU Studien aus dem Maschinenbau 418

Benjamin Pohrer

Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden

FAU University Press

Benjamin Pohrer

Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 418

Herausgeber/-innen:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke
Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp
Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte
Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein
Prof. Dr.-Ing. Sebastian Müller
Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt
Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Benjamin Pohrer

Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Konstruktionstechnik (KTmfk)
Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Erlangen
FAU University Press
2023

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.

Bitte zitieren als
Pohrer, Benjamin. 2023. *Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden.* FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 418. Erlangen: FAU University Press.
DOI: 10.25593/978-3-96147-622-0.

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt.
Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren.
Sie sind nutzbar unter der Creative-Commons-Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS-Server der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar:
https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home

Verlag und Auslieferung:
FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-621-3 (Druckausgabe)
eISBN: 978-3-96147-622-0 (Online-Ausgabe)
ISSN: 2625-9974
DOI: 10.25593/978-3-96147-622-0

Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden

Der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Dr.-Ing. Benjamin Pohrer

aus Nürnberg

Als Dissertation genehmigt
von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen Prüfung:	14.02.2022
Gutachter/in:	Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack
	Prof. Dr.-Ing. Gerhard Poll, Leibnitz Universität Hannover

Vorwort

Diese Dissertation entstand während meiner Zeit als externer Doktorand am Lehrstuhl für Konstruktionstechnik der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. Die zugrunde liegenden wissenschaftlichen Untersuchungen gehen jedoch zu großen Teilen auf eine vorhergehende Anstellung als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Prozessmaschinen und Anlagentechnik zurück. Mein großer Dank gilt daher Herrn Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack, der mir die Möglichkeit eröffnet hat, meine Forschungsarbeit an diesem Thema im Rahmen einer zweiten Promotion zu vollenden.

Weiterhin möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Poll für sein Interesse an der vorliegenden Arbeit und die Übernahme des Koreferates danken, sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Hausotte für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes und Herrn Prof. Dr.-Ing. Fröba für seine Funktion als fachfremder Prüfer.

Ein besonderer Dank gilt Dr.-Ing. Stephan Tremmel für die wissenschaftliche Begleitung, die damit verbundenen kritischen Diskussionen, die vielen praktischen Hilfestellungen und das freundschaftlich geprägte Arbeitsverhältnis. Des Weiteren möchte ich allen technischen Mitarbeitern des Lehrstuhls für Prozessmaschinen und Anlagentechnik und der lehrstuhleigenen Werkstatt sowie der zentralen Elektronikwerkstatt für die praktische Unterstützung und ihren Einsatz danken. Im Besonderen gilt mein Dank hierbei Werner Sippl, Alexander Beer, Oliver Weisert, Peter Reichel und Tobias Klimczak, die mir sowohl beim Aufbau des Prüfstands als auch während des späteren Betriebs bei allen technischen Problemen tatkräftig zur Seite standen.

Ebenso möchte ich Michael Nassel, Manuel Zürcher, Cristoph Rupp und Sebastian Thudt danken, die als Studenten oder wissenschaftliche Hilfskräfte an den umfangreichen Experimenten mitgewirkt und im Rahmen ihrer Bachelor- bzw. Masterarbeiten Ideen beigetragen haben.

Nürnberg, im Juni 2022 Benjamin Pohrer

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis ix

1 Einleitung 1

1.1 Motivation 2
1.2 Problemstellung 5
1.3 Aufgabenstellung und Aufbau der Arbeit 8

2 Theoretische Grundlagen 11

2.1 Tribologische Grundbegriffe 11
2.1.1 Aufbau eines tribologischen Systems 12
2.1.2 Reibung 12
2.1.3 Verschleiß 14
2.2 Wälzlager 17
2.2.1 Bauformen 18
2.2.2 Beanspruchung im Wälzkontakt 20
2.2.3 Wälzlagerwerkstoffe 24
2.3 Schmierung von Wälzlagern 25
2.3.1 Wälzlagerschmierstoffe 26
2.3.2 Der Schmierfilmaufbau 30
2.3.3 EHD-Berechnung 32
2.4 Ermüdung von Wälzlagern 37
2.4.1 Ermüdungsmechanismen 39
2.4.2 Gefügeveränderungen 41
2.4.3 White Etching Crack-Schäden 46
2.5 Stromdurchgang in Wälzlagern 50
2.5.1 Ursachen für Stromdurchgang 50
2.5.2 Das elektrische Verhalten von Wälzlagern 52
2.5.3 Stromdurchgangsschäden 56
2.6 Alterung von Schmierstoffen 61
2.6.1 Reaktionsmechanismen 63
2.6.2 Antioxidantien 67
2.6.3 Detergent- und Dispersantadditive 69

2.7 Tribochemischer Schichtaufbau 74
2.7.1 Einsatzbereiche und Funktion schichtbildender Additive 75
2.7.2 Zinkdialkyldithiophosphate 80
2.7.3 ZDDP-Zerfallsprodukte und Tribofilmaufbau 81

3 Konzeption und Aufbau des Prüfstands 87

3.1 Grundlegender mechanischer Aufbau 89
3.2 Aufbau des Schmiersystems 91
3.3 Elektrische Zusatzbelastung 93

4 Material und Methoden 97

4.1 Auswahl der eingesetzten Schmierstoffe 97
4.2 FTIR-Analyse des Schmierstoffs 98
4.2.1 Grundlagen der IR-Spektroskopie 101
4.2.2 Versuchsaufbau zur in situ Analyse 104
4.2.3 Aufnahme und Auswertung von Seriendaten 107
4.2.4 Ausgewertete Absorbtionsbanden 112
4.2.5 Validierung der Methode 116
4.3 Analyse des Reibungszustandes 118
4.3.1 Das Viskositätsverhältnis κ 119
4.3.2 Der Schmierfilmdickenparameter Λ 121
4.4 Metallografische Auswertung der Versuchslager 125

5 Untersuchung des tribochemischen Schichtaufbaus 127

5.1 In situ IR-Analyse ohne elektrische Zusatzbelastung 130
5.1.1 Tribochemisches Einlaufverhalten 130
5.1.2 Chemische Reaktionen bei Mischreibungsbetrieb 133
5.1.3 Neutralisationsreaktionen überbasischer Detergentien 137
5.2 Das Spannungsverhalten bei elektrischer Zusatzbelastung 139
5.2.1 Das Spannungsverhalten bei konstanter Drehzahl 142
5.2.2 Das Spannungsverhalten bei veränderlicher Drehzahl 145
5.3 Abschließende Beurteilung der Versuchsergebnisse 148

6 Wälzlagerschäden bei elektrischer Zusatzbelastung 151

6.1 Ermüdungsschäden ohne weiß anätzende Bereiche 154
6.2 White Etching Crack-Schäden 158
6.2.1 Der Einfluss der Schmierstoffmenge 159
6.2.2 Der Einfluss des elektrischen Arbeitspunktes 163
6.2.3 Der Einfluss der Schmierstoffformulierung 165
6.2.4 Der Einfluss der Grenzschichtausbildung 166

7 Erkenntnisse zum WEC-Schadensmechanismus 171

7.1 Die chemische bzw. tribochemische Komponente 176
7.1.1 Das Lager als chemischer Reaktor 179
7.1.2 Reaktionskinetik und kritische Reaktionsbedingungen 180
7.1.3 Die Verteilung des Schmierstoffs innerhalb des Lagers 182
7.2 Die elektrische Komponente 187
7.2.1 Quellen elektrischer Potentiale 190
7.2.2 Triboelektrische Aufladung in Wälzlagern 191
7.2.3 Diskussion „stromfreier“ WEC-Ausfälle 195
7.3 Abschließende Beurteilung des WEC-Schadensmechanismus 199

8 Zusammenfassung und Ausblick 205

9 Summary and Outlook 211

10 Literaturverzeichnis 215

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	*Bedeutung*
AES	Auger Electron Spectroscopy
AISI	American Iron and Steel Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
ATR	Attenuated Total Reflection
AW	Antiwear
DEA	Dark Etching Area
DIN	Deutsches Institut für Normung
DLC	Diamond-like Carbon
DTGS	Deuterated Triglycine Sulfate
ECR	Electrical Contact Resistance
EDM	Electric Discharge Machining
EDX	Energy Dispersive X-ray
EHD	Elastohydrodynamik
EN	Europäische Norm
EP	Extreme Pressure
EXAFS	Extended X-ray Absorption Fine Structures
FTIR	Fourier Transform Infrared
FZG	Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
HAB	High Angle Bands
IGBT	Insulated-Gate Bipolar Transistor
IR	Infrarot
ISO	International Organization for Standardization
ISS	Ion Scattering Spectroscopy
LAB	Low Angle Bands
MCT	Mercury Cadmium Telluride
PAO	Polyalphaolefin
PEEK	Polyetheretherketon

REM	Rasterelektronenmikroskop
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
SRR	Slide to Roll Ratio
TAN	Total Acid Number
TBN	Total Base Number
TEM	Transmission Electron Microscopy
UV	Ultraviolett
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VI	Viskositätsindex
WEA	White Etching Area
WEC	White Etching Crack
WEL	White Etching Layers
WSF	White Structure Flaking
XANES	X-ray Absorption Near Edge Structure
XAS	X-ray Absorption Spectroscopy
XPS	X-ray Photoelectron Spectroscopy
XRD	X-ray Diffraction
ZDDP	Zinkdialkyldithiophosphat

Abkürzungen chemischer Verbindungen

Abkürzung	***Bedeutung***
Al_2O_3	Aluminiumoxid
$CaCO_3$	Calciumcarbonat
CO_2	Kohlenstoffdioxid
CO_3^{2-}	Carbonat-Ion
H^+	Proton
H_2	Wasserstoff
H_2CO_3	Kohlensäure
H_2O	Wasser
H_3O^+	Oxonium-Ion

HNO_3	Salpetersäure
KOH	Kaliumhydroxyd
Me	Metall
$MeCO_3$	Metallcarbonat
MeO	Metalloxid
MeOH	Metallhydroxid
NO_x	Stickstoffoxide
O_2	Sauerstoff
O_2^-	Hyperoxid-Anion
•OH	Hydroxylradikal
OH^-	Hydroxyd-Ion
R•	Alkylradikal
$R(CH_2)_nCOOH$	Carbonsäure
$[R(CH_2)_nCOO]^-_2\ Ca^{2+}$	Calciumcarboxylat
R-H	Kohlenwasserstoff
RO•	Alkoxyradikal
ROH	Alkohol
ROO•	Peroxyradikal
ROOH	Hydroperoxid
ROOR	Peroxid
ROR	Ether
SO_x	Schwefeloxide
X•	Radikal
ZnO	Zinkoxid
ZnS	Zinksulfid

Lateinische Formelzeichen

Symbol	***Einheit***	***Beschreibung***
A_r	mm²	Reale Kontaktfläche des Systems
A_n	mm²	Geometrische Kontaktfläche des Systems
A	-	Bandenfläche
a	mm	Große Halbachse der Druckellipse
a	mm	Seitenlänge
b	mm	Kleine Halbachse der Druckellipse
b	mm	Tiefe
C	F	Elektrische Kapazität
C_{th}	-	Thermischer Korrekturfaktor
C_u	N	Ermüdungsgrenzbelastung
c	mol/l	Konzentration im LAMBERT-BEER-BOUGER-Gesetz
c	m/s	Lichtgeschwindigkeit im Vakuum
D	mm	Durchmesser
d	mm	Schichtdicke im LAMBERT-BEER-BOUGER-Gesetz
d_m	mm	Mittlerer Lagerdurchmesser
d_P	µm	Eindringtiefe
E	-	Extinktion
E'	N/mm²	Effektives Elastizitätsmodul
e_c	-	Lebensdauerbeiwert für Verunreinigungen
F	N	Rollkörperbelastung
G	-	Werkstoffparameter
$H_{Schmelzen}$	Ws/m³	Schmelzenthalpie
$H_{Verdampfen}$	Ws/m³	Verdampfungsenthalpie
h	Js	PLANCKsches Wirkungsquantum
h	-	Bandenhöhe
h	µm	Schmierfilmdicke
h_a	µm	Schmierfilmdicke am Ausklinkpunkt
h_{min}	µm	Minimale Schmierfilmdicke

h_{th}	µm	Modifizierte Schmierfilmdicke (thermisch korrigiert)
h_0	µm	Mittlere Schmierfilmdicke im Parallelspalt
I	A	Stromstärke
I	W/m²	Strahlungsintensität
I_0	W/m²	Ausgangsintensität
J	A/mm²	Stromdichte
J_b	A/mm²	Scheinbare Stromdichte
k	-	Verhältnis der Halbachsen
k_{th}	W/mK	Wärmeleitkoeffizient
L_{10}	-	Nominelle Lebensdauer nach DIN ISO 281
L_{nm}	-	Erweiterte modifizierte Lebensdauer nach DIN ISO 281
L_{th}	-	Thermischer Lastfaktor
N	-	Lastspielanzahl
n	1/min	Drehzahl
n	-	Brechungsindex
p	N/mm²	Pressung
p_0	N/mm²	Maximale Flächenpressung nach HERTZ
R	Ω	Elektrischer Widerstand
$R_{p0,2}$	N/mm²	0,2 %-Dehngrenze
R_r	mm	Reduzierter Krümmungsradius
T	-	Transmission
u	-	Geschwindigkeitsparameter
U	V	Elektrische Spannung
U_{Grenz}	V	Grenzspannung
u	m/s	Geschwindigkeit
Δu	m/s	Gleitgeschwindigkeit
$\dot{V}$	ml/min	Volumenstrom
V_R	m³	Reaktionsvolumen
v	m/s	Relativgeschwindigkeit
v_h	m/s	Mittlere hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit

W	-	Belastungsparameter
R_q	µm	Quadratische Mittenrauheit

Griechische Formelzeichen

Symbol	***Einheit***	***Beschreibung***
α	°	Druckwinkel
α_p	mm²/N	Druck-Viskositäts-Koeffizient
β_{th}	1/K	Temperaturkoeffizient des Schmierstoffs
δ	-	Deformationsschwingung
ε	m²/mol	Extinktionskoeffizient
η	Pa s	Dynamische Viskosität
$\eta_{0,K}$	Pa s	Nennviskosität
θ	°	Einfallswinkel
κ	-	Viskositätsverhältnis
Λ	-	Schmierfilmparameter
λ	µm	Wellenlänge
μ	-	Reibungszahl
ν	1/s	Frequenz
ν	-	Streckschwingung
ν	m²/s	Kinematische Viskosität
ν_1	m²/s	Bezugsviskosität
ρ	g/cm³	Dichte
σ	µm	Summenrauheit der Kontaktoberflächen
$\sigma_{v.Mises}$	N/mm²	VON-MISES-Vergleichsspannung
τ	N/mm²	Schubspannung
τ	s	Verweilzeit
$\bar{\tau}$	s	Hydrodynamische bzw. mittlere Verweilzeit
ω	rad/s	Winkelgeschwindigkeit

Indizes

Index	***Bedeutung***
AR	Außenring
ab	abgeführt
ad	adsorbiert
as	antisymmetrisch
ges	Gesamt
IR	Innenring
K	Käfig
P	Probenkörper
S	Scheibe
s	symmetrisch
WK	Wälzkörper
zu	zugeführt

1 Einleitung

Obwohl Schmierstoffe bereits seit mehreren Jahrtausenden zur Reduzierung von Reibung und Verschleiß eingesetzt werden [106], hat sich an den technischen Grundprinzipien ihrer Nutzung bis heute nur sehr wenig verändert. Nach wie vor besteht ihre Hauptaufgabe darin, den direkten Kontakt zwischen den beanspruchten Reibkörpern zu minimieren und eine möglichst vollständige Trennung der Oberflächen zu gewährleisten. Verändert haben sich hingegen die Materialien, die in modernen tribologischen Systemen zum Einsatz kommen. Dies betrifft sowohl die apparative Seite, auf der immer neue Werkstoffe und Fertigungstechnologien Einzug gehalten haben als auch den chemischen Aufbau und die Formulierung der eingesetzten Schmierstoffe.

Während zu Beginn der technischen Entwicklung zumeist einfache tierische oder pflanzliche Öle und Fette oder andere natürliche Stoffe wie Bitumen für Schmieraufgaben eingesetzt wurden, finden heutzutage fast ausschließlich mineralische oder synthetische Schmierstoffe Anwendung. Darüber hinaus wurden den sich im Laufe der Zeit wandelnden Grundstoffen vermehrt Zusätze, sogenannte Additive, beigemischt, um bestimmte Gebrauchseigenschaften zu verstärken oder zu unterdrücken. Wie die Evolution der Basisstoffe ist auch der zunehmende Einsatz von Additiven eine direkte Folge der rasanten technischen Entwicklung, die im 19ten Jahrhundert mit der Industrialisierung ihren Ausgang nahm. Mit der fortschreitenden Verbreitung maschinell produzierter Waren und der stetigen Weiterentwicklung von Motoren, Getrieben und Produktionsanlagen aller Art stieg neben den technischen Anforderungen an die notwendigen Schmierstoffe auch deren Verbrauch immer weiter an.

Im 20ten Jahrhundert führten die immer anspruchsvolleren Schmieraufgaben dann zur stetigen Entwicklung neuer Zusatzstoffe und Schmierstoffformulierungen und in der Folge zu einem breit diversifizierten Markt verschiedenster, auf spezifische Anwendungen abgestimmter Schmierstoffe. Mittlerweile gehen Schätzungen davon aus, dass mindestens 5.000 bis 10.000 verschiedene Formulierungen notwendig sind um den größten Teil (90 %) der heute gestellten Schmieranforderungen abzudecken [262]. Um diese Breite an spezialisierten Schmierfunktionen bedienen zu können und gleichzeitig die Gebrauchsdauer moderner Schmierstoffe immer weiter auszudehnen, wird mittlerweile eine nahezu unüberschaubare Anzahl unterschiedlichster Additive eingesetzt. Je nach Funktion können sich die Wirkungsweisen dieser Stoffe hierbei stark unterscheiden. So gibt es

Zusatzstoffe, die sich aufgrund ihres polaren Aufbaus auf metallischen Oberflächen anlagern können und dabei die Kontaktreibung herabsetzen, Korrosion unterbinden oder Mikroverschweißungen verhindern, während andere Additive gezielt physikalische Eigenschaften wie den Tropfpunkt, das Viskositäts-Temperatur-Verhalten der die Schaumneigung des Schmierstoffes beeinflussen.

Da für die allermeisten Zusatzstoffe bis heute weder die Struktur-Wirkungs-Beziehungen bekannt noch deren Wechselwirkungen mit metallischen Oberflächen ausreichend aufgeklärt sind, erfolgt die Auswahl der Additive größtenteils erfahrungsbasiert. Bei der Formulierung eines Schmierstoffs muss daher immer darauf geachtet werden, dass sich die einzelnen Additive auch untereinander gegenseitig beeinflussen können und es in der Folge nicht zu unerwünschten Nebenreaktionen oder unerwarteten Effekten kommt. Die Abstimmung eines Additivsystems ist daher ein komplexes, weitgehend empirisches Verfahren, das fast ausschließlich auf praxisnaher Erprobung basiert. [285]

1.1 Motivation

Trotz der vielen Vorteile und Möglichkeiten die der Einsatz moderner Additivtechnologie bietet, kann die enge Abstimmung eines Schmierstoffs auf einen speziellen Anwendungsfall auch zu neuen Problemen führen. Ein typisches Beispiel hierfür stellt die Schmierung vieler Getriebe dar, in denen verschiedenste Gleit- und Wälzkontakte unter anspruchsvollen Bedingungen in einem gemeinsamen Ölkreislauf arbeiten. So muss bei der Abstimmung des Getriebeöls beachtet werden, dass die Zahnradeingriffe zumeist einer Belastungskombination mit hohen Gleitanteilen bei niedriger Last und Wälzen unter hoher Last unterliegen und somit ganz andere Anforderungen an die Additivierung des Schmierstoffs stellen als Wälzlagerungen oder reine Gleitkontakte [419]. Bei der Schmierung derartig komplexer Anwendungen kann der Schmierstoff daher auf keinen der einzelnen Kontakte optimal abgestimmt werden, sondern stellt immer nur eine Kompromisslösung dar. Dies kann beispielsweise dazu führen, dass sich einige Additive am gewünschten Wirkort, wie dem Zahneingriff eines Stirnradgetriebes, positiv auf Tragfähigkeit und Lebensdauer auswirken und an anderer Stelle, wie der Wellenlagerung, zu unerwünschten Nebeneffekten führen.

Besonders kritisch ist in diesem Zusammenhang die Rolle sogenannter EP/AW-Additive[1] zu sehen. Diese oberflächenaktiven Additive führen zur Ausbildung schützender chemischer Reaktionsschichten und werden häufig eingesetzt um das Verschleißverhalten hochbelasteter Kontakte zu optimieren und Fressschäden zu verhindern. Bereits in der Vergangenheit kamen mehrere Studien wiederholt zu dem Schluss, dass solche oberflächenaktiven Stoffe unter Umständen zu einer deutlichen Verkürzung der Ermüdungslebensdauer von Wälzkontakten führen können [74, 218, 226, 246, 300, 309, 418, 419]. In den meisten Fällen wird davon ausgegangen, dass die beobachteten unvorteilhaften Auswirkungen solcher Zusatzstoffe im Zusammenhang mit chemisch induzierter Versprödung oder korrosiven Prozessen im Wälzkontakt stehen. Neuere Erkenntnisse legen nun nahe, dass EP/AW-Additive möglicherweise auch an der Ausbildung einer sehr speziellen Form der Wälzermüdung, den sogenannten White Etching Crack-Schäden (WEC), beteiligt sind (siehe Bild 1.1).

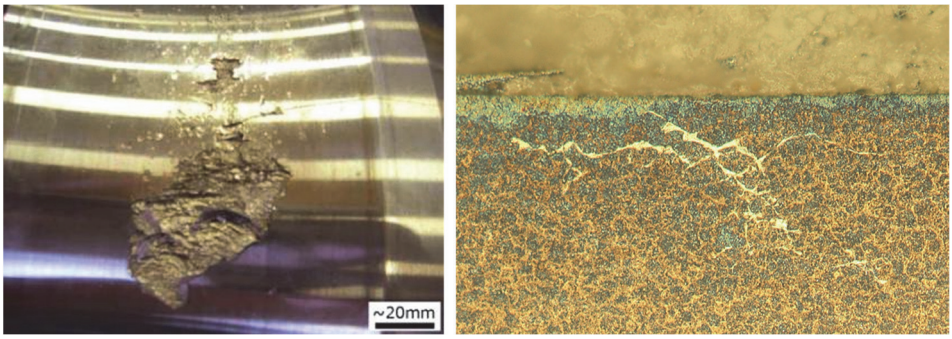


Bild 1.1: White Etching Crack-Schaden an einem Windkraftlager [116] (links), Gefügeschliff mit weiß anätzender Gefügeveränderung unterhalb der Laufbahn eines Prüflagers (rechts)

Obwohl WEC-Schäden[2] gemessen an anderen Schadensbildern vergleichsweise selten auftreten, gewinnen sie dennoch zunehmend an Bedeutung und rücken verstärkt in den Fokus von Industrie und Wissenschaft. Dies ist vor allem darauf zurückzuführen, dass die Schäden in Gestalt von Rissen

[1] EP steht für „Extreme Pressure“ und bezieht sich auf die extremen Kontaktdrücke im Misch- oder Grenzreibungsbereich unter denen das Additiv seine verschleißmindernde Wirkung entfaltet. AW steht für „AntiWear“ und bezeichnet Additive, die unter milderen Bedingungen verschleißmindernd wirken. Da eine exakte Trennung beider Stoffklassen zumeist nicht möglich ist, werden beide Gruppen oftmals zu EP/AW-Additiven zusammengefasst.

[2] White Etching Crack-Schäden werden in der Literatur häufig auch als White Structure Flaking, Brittle Flaking, irregular White Etching Area, peculiar White Structure, Hydrogen Embrittlement oder White Etching Constituent bezeichnet.

und Materialausbrüchen scheinbar zufällig und ohne vorherige Warnzeichen an den Laufflächen oder Wälzkörpern zumeist niedrig bis moderat belasteter Wälzlager auftreten und sich im Allgemeinen der klassischen Schadensmechanik zu entziehen scheinen. Da die auslösenden Mechanismen bis heute weitgehend im Dunkeln liegen und die Schäden von den etablierten Lebensdauerberechnungsmodellen bis heute nicht abgebildet werden, kommt es gehäuft zu kapitalen Frühausfällen [113, 115, 165, 248, 258]. Besonders betroffen sind Wälzlager in Getrieben von Windkraftanlagen, was aufgrund des unvermeidlichen Maschinenstillstands und der erschwerten Montagebedingungen bei Schadenseintritt nicht selten zu erheblichen Folgekosten führt [115, 156, 188, 370, 410]. Weitere von WEC-Schäden betroffene Felder sind unter anderem die Lagerung von Nebenaggregaten in der Automobilindustrie [280, 358, 391] oder Walzen in Papiermaschinen und Folienreckanlagen [371]. Viele der bekannten Schadensfälle verbindet hierbei, dass die Wälzlager wie im Fall von Windkraftanlagen und PKW-Lichtmaschinen entweder im direkten Umfeld elektrischer Apparate betrieben wurden oder wie bei der Lagerung der Walzen in einer Umgebung, in der es bekanntermaßen verstärkt zu statischen Aufladungen kommt. Neben einer Zusatzbelastung der Lager durch Elektrizität werden in der Literatur eine Reihe weiterer „WEC-kritischer" Faktoren genannt. Unter anderem wurden die Zusammensetzung des Schmierstoffs, Mischreibungsbetrieb, Schlupfzustände, Lastspitzen, Feuchtigkeit sowie Schwingungen als mögliche Einflüsse identifiziert [116, 339, 372].

Mit Blick auf den Schmierstoff berichteten mehrere Autoren übereinstimmend, dass dieser einen erheblichen Einfluss auf die Wahrscheinlichkeit eines WEC-bedingten Ausfalls besitzt, meist jedoch ohne hierbei einen direkten Zusammenhang zur Schmierstoffchemie angeben zu können [130, 202, 211, 228, 248, 267, 280, 385, 391, 392, 440]. Umfangreiche Studien mit verschiedenen Modellschmierstoffen an einem FE-8 Prüfstand[3] [40, 202, 385] zeigen jedoch, dass unter Umständen bereits die Kombination zweier verschiedener Additive ausreicht um einen WEC-Schaden gezielt herbeizuführen, während sich das gleiche System bei Abwesenheit eines der beiden Zusätze WEC-unauffällig verhält. Bei den eingesetzten Additiven handelt es sich mit einem Zinkdialkyldithiophosphat und einem Calciumsulfonat um zwei sehr weit verbreitete multifunktionale Zusatzstoffe, die beide

[3] Wälzlagerprüfstande vom Typ FE-8 werden häufig als Standardsystem zur Untersuchung von lager- und schmierstoffspezifischen Einflüssen auf das Reibungs- und Verschleißverhalten von Wälzlagern eingesetzt (siehe DIN 51819, [9]).

über eine grenzschichtausbildende EP/AW-Wirkung verfügen. Während es sich bei den Zinkdialkyldithiophosphaten (ZDDPs) generell um die EP/AW-Additivklasse mit der weitesten Verbreitung und dem höchsten Produktionsvolumen handelt [276, 297], werden überbasische Metallsulfonate in Getriebeölen zumeist wegen ihrer guten Korrosionsschutzwirkung oder aufgrund ihrer reibungsstabilisierenden Wirkung eingesetzt [130, 152, 239, 385]. Aufbauend auf diesem Kenntnisstand ergibt sich daher die Frage nach einem direkten Zusammenhang zwischen der Ausbildung passivierender Grenzschichten und dem bis heute ungeklärten White Etching Crack-Schadensmechanismus.

1.2 Problemstellung

Ein Großteil der bisherigen Forschungsbemühungen hinsichtlich der Aufklärung des WEC-Schadensmechanismus verfolgt klassisch maschinenbauliche oder werkstofftechnisch geprägte Ansätze [28, 65, 113, 116, 182, 367, 375]. Im Gegensatz hierzu versucht diese Arbeit den Schmierstoff als integrales Konstruktionselement und wichtigen Bestandteil der Kausalkette zu begreifen, die zur Schadensausbildung führt. Das vorrangige Ziel dieser Arbeit besteht daher in einer schmierstoffseitigen Betrachtung der Wirkmechanismen und Zusammenhänge in einem geschmierten Wälzkontakt unter „WEC-kritischen“ Betriebsbedingungen. Ein Hauptaugenmerk dieser Arbeit liegt daher auf dem Verständnis der tribochemischen Schichtbildungsprozesse in Wälzlagern und der Wirkweise der damit verbundenen Additivchemie. Aus den genannten Zielen ergeben sich in der Praxis zwei vorrangige Problemstellungen:

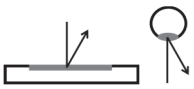
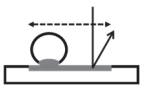
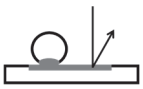
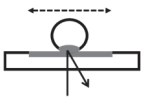
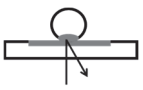
Zum einen ist das kontrollierte Nachstellen von WEC-Feldausfällen unter Prüfbedingungen ausgesprochen schwierig. So ist der bis heute geringe Kenntnisstand über den Schadensmechanismus sicherlich zu großen Teilen auf die mangelnde Reproduzierbarkeit des Schadensbildes zurückzuführen. Um das Phänomen dennoch untersuchen zu können, werden in der Regel zwei verschiedene Ansätze verfolgt: Entweder werden echte Schadensfälle aus dem Feldeinsatz sozusagen „post mortem“ analysiert [65, 113, 118, 165, 406] oder es werden Wälzlager oder andere Prüfkörper unter unrealistischen Bedingungen zu WEC- oder WEC-ähnlichen Ausfällen gebracht. Beispiele hierfür umfassen den Einsatz unrealistisch hoher Pressungen [182, 206, 406], speziell vorbehandelter Schmierstoffe oder Prüfkörper [116, 117, 176, 228, 364, 387, 391] oder zu stark vereinfachender Prüfsysteme wie Zweischeibenprüfstande oder Vierkugelapparate [117, 82, 206, 339, 366]. Da die beschriebenen Herangehensweisen wenig geeignet erscheinen, um

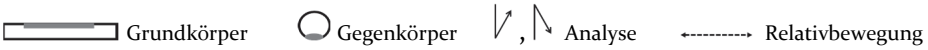
die tatsächlichen Abläufe in einem Wälzlager vor Schadenseintritt nachzuvollziehen, wurde bei der Planung und Durchführung der Forschungsarbeit viel Wert auf Realitätsnähe gelegt. Jedoch sind bisher nur sehr wenige Prüfsysteme bekannt, die unter weitestgehend realitätsnahen Prüfbedingungen mit handelsüblichen Schmierstoffen und unbehandelten Wälzlagern in einer für den Prüf- und Forschungsbetrieb annehmbaren Zeitspanne reproduzierbar zum WEC-Ausfall führen. Darüber hinaus ist eine künstliche Raffung der Versuchslaufzeit mit Hilfe hoher Prüflasten oder hoher elektrischer Ströme wie bei anderen Schadensbildern praktisch nicht durchführbar, da sonst zunehmend andere Ausfallmechanismen in den Vordergrund treten [248].

Zum anderen stellen die Analyse der Grenzschichten und die Verfolgung des tribochemischen Schichtaufbaus bei andauernder Relativbewegung große Herausforderung dar. Zwar wurden Grenzschichten bereits vielfach nachgewiesen und chemisch charakterisiert, jedoch erfordern die hierfür gängigen Oberflächenanalyseverfahren[4] einen hohen apparativen Aufwand und einen direkten Zugang zu den Kontaktoberflächen. Nachweis und Analyse entsprechender Schichten sind somit zumeist nur im Anschluss an eine tribologische Beanspruchung außerhalb des eigentlichen Systems durchführbar. Nach DONNET und MARTIN [105] können drei verschiedene Arten unterschieden werden, tribologische Experimente mit einer Analyse der Kontaktoberflächen zu verbinden: ex situ-, in situ- und in vivo-Analyse (siehe Tabelle 1.1).

[4] Beispiele für übliche Verfahren zur Analyse von Grenzschichten: XPS (X-ray Photoelectron Spectroscopy), AES (Auger Electron Spectroscopy), ISS (Ion Scattering Spectroscopy), XANES (X-ray Absorption Near Edge Structure analysis), EXAFS (Extended X-ray Absorption Fine Structures), EDX (Energy Dispersive X-ray), IR (InfraRed spectroscopy), TEM (Transmission Electron Microscopy), XRD (X-Ray Diffraction), XAS (X-ray Absorption Spectroscopy)

Tabelle 1.1: Verschiedene Möglichkeiten zur Untersuchung der Kontaktoberflächen bei tribologischen Experimenten, nach [105]

	Messort	Zeitlicher Ablauf	Versuchsaufbau
Ex situ	Außerhalb des Versuchsaufbaus	**Post mortem** (Nach dem Reibvorgang)	
In situ	Innerhalb des Versuchsaufbaus; Außerhalb des Kontakts	**Pre mortem** (Während des Reibvorgangs)	
		Post mortem (Nach dem Reibvorgang)	
In Vivo	Innerhalb des Versuchsaufbaus; Innerhalb des Kontakts	**Pre mortem** (Während des Reibvorgangs)	
		Post mortem (Nach dem Reibvorgang)	



Da im Rahmen dieser Arbeit auch Ausbildung und Abtrag tribochemischer Grenzschichten in einem Wälzlager unter Betriebsbedingungen (pre mortem) untersucht werden soll, muss für die geplanten Experimente anstatt der üblicherweise angewandten ex situ-Methoden ein nichtinvasives in situ- oder in vivo-Verfahren[5] herangezogen werden, das ohne eine Trennung der Kontaktoberflächen auskommt. Bedauerlicherweise sind diesbezüglich bisher nur eine Handvoll verschiedener Techniken bekannt [345]. Zwei unterschiedliche Verfahren zur in situ-Verfolgung der Schichtdicke von ZDDP-Grenzschichten mittels Ellipsometrie bzw. Weißlichtinterferometrie wurden von CHOA et al. [84] sowie FUJITA und SPIKES [133] vorgestellt. Beide beruhen jedoch auf wiederholten Unterbrechungen des eigentlichen Versuchslaufs durch kurze Messphasen und sind nur in speziell hierfür konstruierten Tribometern durchführbar. Ein weiteres interessantes

[5] In vivo und in situ Techniken zur Analyse geschmierter Kontakte wurden von CANN und SPIKES auch als „in lubro“ Techniken bezeichnet [72].

Verfahren ist die ATR[6]-FTIR[7]-Tribometrie, bei der einer der Kontaktpartner aus einem infrarotlichtdurchlässigen Material mit aufgedampfter Metalloberfläche besteht und so während des Reibvorgangs einen optischen Zugang zur Analyse von Grenzschichten erlaubt [264, 314, 315]. Jedoch ist auch diese Technik aus verschiedenen Gründen nicht auf Untersuchungen an Wälzlagern übertragbar. Als einzige Methode, um direkt im Wälzlager während des laufenden Betriebs auf den Zustand von Grenzschichten schließen zu können, erscheint bislang die Messung des Kontaktübergangswiderstands (ECR – Electrical Contact Resistance) wie sie bereits seit den 1970er Jahren in verschiedenen Formen eingesetzt wird [24, 149, 254, 270, 365, 400, 441]. Allerdings liefert das Verfahren keinerlei Erkenntnisse zu den chemischen Hintergründen im geschmierten Kontakt und gilt auch darüber hinaus generell nur als begrenzt aussagekräftig.

1.3 Aufgabenstellung und Aufbau der Arbeit

Das zentrale Ziel dieser Arbeit besteht in der Erforschung möglicher Zusammenhänge zwischen dem Einfluss schichtbildender EP/AW-Additive und WEC-Frühermüdungserscheinungen. Um im Rahmen der avisierten Studien auf die Vorgänge in der Kontaktzone schließen zu können, muss zunächst ein neues in situ-Verfahren zum Monitoring tribologisch wirksamer Grenzschichten entwickelt und in einem „WEC-fähigen" Prüfsystem installiert werden. Da ausgangs kein geeigneter Versuchsträger zur Verfügung stand, wurden die Anforderungsmerkmale an ein geeignetes Prüfsystem für langfristige, WEC-bezogene Forschungsarbeiten formuliert und basierend hierauf ein neuer Versuchsträger entworfen. Vorrangiges Ziel bei der Entwicklung des Systems war die kontrollierte Erzeugung von WEC-Schäden mit handelsüblichen Schmierstoffen ohne die häufig praktizierte Beladung der Prüfkörper mit Wasserstoff (siehe [116, 117, 176, 228, 339, 364, 387, 391, 406, 440]). Um das Schadensbild gemäß den Anforderungen auch ohne den Einsatz chemischer Zusätze erzeugen zu können, wurde das neuentwickelte Prüfsystem so ausgelegt, dass es eine kontrollierte elektrische Zusatzbelastung der Wälzlager ermöglicht.

---

[6] ATR steht für „Attenuated Total Reflection" und bezeichnet das Messprinzip der abgeschwächten Totalreflektion (siehe Abschnitt 4.1.2).

[7] FTIR steht für FOURIER Transformiertes InfraRot und bezeichnet die der Auswertung zugrundeliegende mathematische Operation sowie den zur Analyse herangezogenen Wellenlängenbereich aus dem elektromagnetischen Strahlungsspektrum.

Da in einem drehenden Wälzlager kein direkter Zugang zu den Kontaktoberflächen besteht, wurde darüber hinaus der Versuch unternommen, anhand geringfügiger Änderungen der Schmierstoffchemie Rückschlüsse auf tribochemische Prozesse im Wälzlager zu ziehen. Hinsichtlich der hierfür notwendigen Messtechnik fiel die Wahl auf eine online Infrarot-Spektroskopie in direkter Nähe des geschmierten Kontaktes. Obwohl es sich bei der FTIR-Spektroskopie um eine gängige und weit verbreitete Technik zur Schmierstoffanalyse handelt, wird sie üblicherweise nur im Labor zur Auswertung einzelner Proben herangezogen [19, 94, 303, 333, 399, 408]. Eine kontinuierliche Aufzeichnung von IR[8]-Spektren innerhalb einer geschmierten Anwendung (in situ) ist aufgrund des beschränkten Zugangs und der hierfür notwendigen apparativen Ausstattung enorm aufwendig und wurde in dieser Form nach Kenntnis des Autors bisher noch nicht durchgeführt. Bild 1.2 gibt einen Überblick über die Aufgabenstellung und die daraus resultierende Vorgehensweise und Struktur der Arbeit.

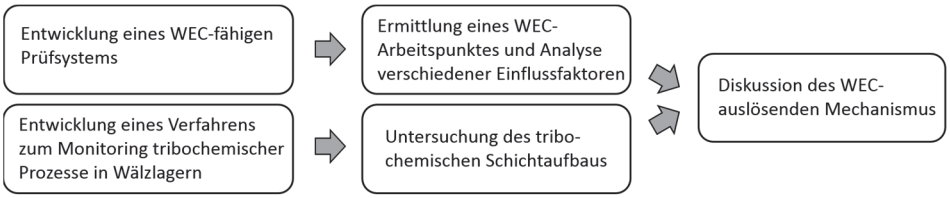


Bild 1.2: Aufgabenstellung und Aufbau der Arbeit

[8] IR – InfraRot bzw. InfraRed

2 Theoretische Grundlagen

Das folgende Kapitel fasst alle zum Verständnis dieser Arbeit notwendigen Grundlagen zusammen und bietet einen ersten Gesamtüberblick über die bearbeiteten Themenkomplexe. Ausgehend von den wichtigsten tribologischen Grundbegriffen werden der allgemeine Aufbau und die Funktion von Wälzlagerungen vorgestellt und ausgewählte Aspekte zu deren Beanspruchung und Schmierung detaillierter erläutert. Weitere Schwerpunkte umfassen Materialermüdungserscheinungen und das Auftreten von Stromdurchgangsphänomenen in Lagern. Abschließend werden schmierstoffseitige Aspekte der Wälzlagertechnik wie die Unterdrückung von Ölalterungsprozessen und die Ausbildung von Grenzschichten durch oberflächenaktive Additive behandelt.

2.1 Tribologische Grundbegriffe

Der Begriff Tribologie[9] beschreibt ein interdisziplinäres Fachgebiet, das sich mit dem Studium der Reibung und deren Folgeerscheinungen beschäftigt. Es beinhaltet sowohl klassisch maschinenbauliche Aspekte wie Konstruktion, Werkstofftechnik und Strömungsmechanik als auch jene Teilbereiche aus Physik und Chemie, die sich mit den beteiligen Oberflächeneffekten und Grenzschichten befassen. Die deutsche Gesellschaft für Tribologie definiert diese daher als „*die Wissenschaft und Technik von aufeinander einwirkenden Oberflächen in Relativbewegung. Sie umfasst das Gesamtgebiet von Reibung und Verschleiß, einschließlich Schmierung, und schließt entsprechende Grenzflächenwechselwirkungen sowohl zwischen Festkörpern als auch zwischen Festkörpern und Flüssigkeiten oder Gasen ein*." [150]

Tribologische Phänomene und ihre Folgen sind von enormer volkswirtschaftlicher Bedeutung. So geht man heute davon aus, dass den Industrieländern aufgrund von Reibung und Verschleiß jedes Jahr Verluste in Höhe von zwei bis sieben Prozent des Bruttosozialprodukts entstehen [151]. Das Hauptaugenmerk tribologischer Forschung richtet sich derzeit zumeist auf die wirtschaftliche Optimierung oder den Wert- und Funktionserhalt mechanischer Systeme. Oftmals ist das angestrebte Ziel eine Vermeidung unerwünschter Betriebszustände oder deren Folgen wie die Ausbildung von

[9] Der Begriff Tribologie stammt aus dem Griechischen (tribos = reiben) und bedeutet wörtlich Reibungslehre.

Verschleißpartikeln, Geometrieveränderungen, Wärme, Schwingungen oder Geräuschen.

2.1.1 Aufbau eines tribologischen Systems

Ein Kontakt mechanischer Bauteile, an dem Reibungs- und Verschleißerscheinungen auftreten kann durch ein sogenanntes tribologisches System beschrieben werden. Ein tribologisches System besteht jeweils aus zwei sich relativ zueinander bewegenden Kontaktpartnern, dem Medium im Zwischenraum und dem Umgebungsmedium [263]. Es wandelt ein aus Art und Dauer der Belastung, Geschwindigkeit, Temperatur und der Art und Form der Bewegung zusammengesetztes Beanspruchungs- oder Belastungskollektiv in technisch nutzbare Ausgangsgrößen und Verlustgrößen um [42]. Bild 2.1 zeigt die schematische Darstellung eines Tribosystems.

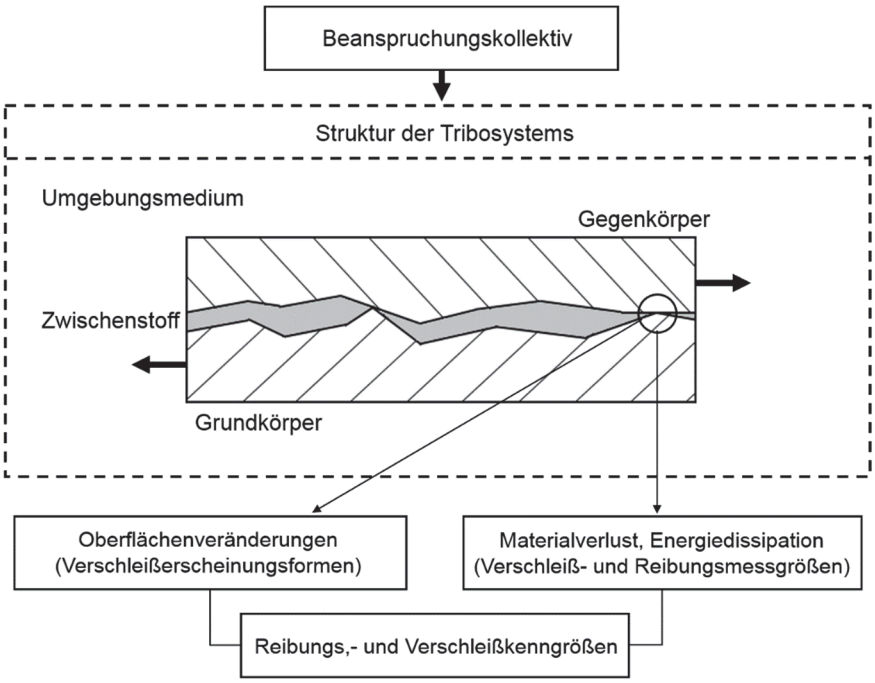


Bild 2.1: Schematischer Aufbau eines tribologischen Systems, nach [150]

2.1.2 Reibung

Trotz der enormen Bedeutung der Reibung und ihrer Folgeerscheinungen für technische Systeme gibt es bis heute keine einheitliche, international anerkannte Definition und Nomenklatur für den Begriff der Reibung und

der damit verbundenen Phänomene [209]. CZICHOS und HABIG definieren sie als Bewegungswiderstand, der sich in Form einer Widerstandskraft gegen die Einleitung oder Aufrechterhaltung einer Relativbewegung sich berührender Körper äußert [93].

Die Vielzahl verschiedener in der Praxis auftretender Reibungsformen können anhand unterschiedlicher Kriterien differenziert werden. So unterschied COULOMB 1785 in seinen Untersuchungen zur gleitenden Reibung nach dem Bewegungszustand eines Systems zwischen Haft- und Bewegungsreibung [89]. Weitere Möglichkeiten zur Differenzierung bestehen in der Art der Bewegung (Gleitreibung, Rollreibung, Wälzreibung, Bohrreibung, Stoßreibung etc.) oder in der Form der Bewegung (gleichförmig, ungleichförmig, intermittierend etc.). Betrachtet man neben der Reibung zwischen den Oberflächen fester Körper auch die Reibung zwischen Fluidmolekülen so ergibt sich zusätzlich die Unterscheidung zwischen interner und externer Reibung. [42]

Der Begriff externe Reibung beschreibt die mechanische Kraft, die der Bewegung zwischen gleitenden oder rollenden Oberflächen entgegenwirkt während interne Reibung aus der Reibung zwischen den einzelnen Molekülen in einem strömenden Fluid folgt. Sie ist dem Fachbereich der Rheologie zuzuordnen und wird im Wesentlichen durch die Viskosität beschrieben. [172, 263] Bei Einsatz von geschmierten Kontakten treten beide Erscheinungen zumeist parallel auf.

Nach der Modellvorstellung von BOWDEN und TABOR können die Vorgänge bei Festkörperreibung auf die Beschaffenheit technischer Oberflächen sowie auf atomare bzw. molekulare Bindungskräfte zurückgeführt werden [58]. Bei Relativbewegungen der Kontaktpartner kommt es infolge der Oberflächenrauheit teilweise zum Verhaken winziger Unebenheiten. Die reale Kontaktfläche A_r entspricht hierbei nur einem Bruchteil der geometrischen Kontaktfläche des Systems A_n (siehe Bild 2.2). Die zur Überwindung der mikroskopischen Widerstände notwendige Energie äußert sich makroskopisch als mechanische Kraft, die der Relativbewegung der Oberflächen entgegenwirkt. Nach KRAUSE und POLL setzen sich die einzelnen Reibkräfte an den Kontaktstellen aus einem mechanischen Deformations- und einem, auf den molekularen Wechselwirkungen beruhenden Adhäsionanteil zusammen [235]. Der Deformationsanteil besteht wiederum aus den plastischen sowie den elastischen Formänderungswiderständen der kontaktierenden Rauheitshügel.

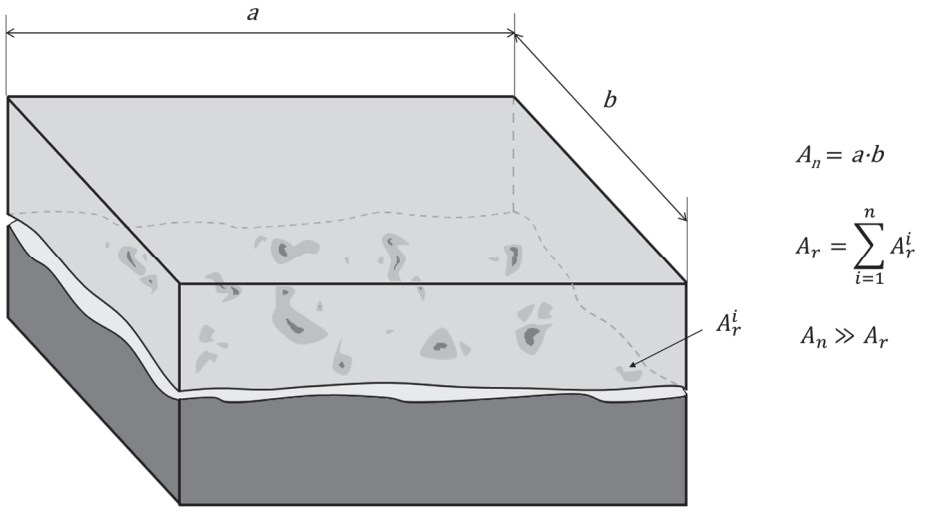


Bild 2.2: Reale und geometrische Kontaktfläche eines tribologischen Systems, nach [443]

2.1.3 Verschleiß

Verschleiß kann immer dann auftreten, wenn der schützende Schmierfilm zwischen zwei Gleit- oder Wälzpartnern nicht ausreicht, um beide Oberflächen vollständig voneinander zu trennen. Die zurückgezogene DIN 50320 [14] definiert Verschleiß als fortschreitenden Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers (Grundkörper), hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d. h. Kontakt und Relativbewegung eines festen flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers. Jegliche mechanisch verursachte Abnutzung, ob gewollt oder ungewollt, die eine Veränderung der Oberfläche zur Folge hat, wird demnach als Verschleiß definiert. [42] Dieser äußert sich im Auftreten von Verschleißpartikeln sowie in Form- und Stoffänderung der tribologisch beanspruchten Oberflächen [172].

Ähnlich wie bei der Reibung kann auch der Verschleiß anhand der Bewegungsform in verschiedene Verschleißarten wie Gleit-, Wälz-, Stoß-, Schwingungs- oder Furchungsverschleiß differenziert werden. Verschleiß kann jedoch auch anhand der zugrunde liegenden Mechanismen unterschieden werden. Als wichtigste Vertreter werden allgemein Oberflächenzerrüttung, Adhäsion, Tribochemische Reaktion und Abrasion angesehen [69, 234, 263]. Diese können unterschiedlich an der jeweiligen Verschleißart beteiligt sein und sowohl einzeln als auch nacheinander oder auch überlagert auftreten [9]. Bild 2.3 gibt einen Überblick über die vier wichtigsten Verschleißmechanismen.

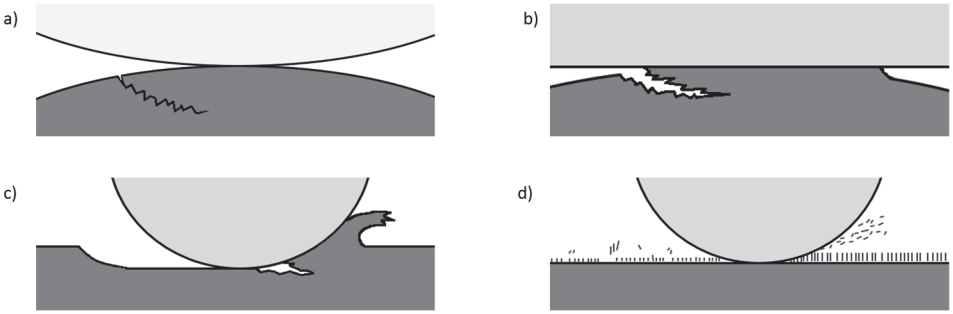


Bild 2.3: Schematische Darstellung der wichtigsten Verschleißmechanismen: a) Oberflächenzerrüttung, b) Adhäsiver Verschleiß, c) Abrasiver Verschleiß, d) Tribochemische Reaktion, nach [231]

Oberflächenzerrüttung (Bild 2.3a) ist eine Folge tribologischer Wechselbeanspruchung und tritt in Wälzlagern häufig in Form von Wälzverschleiß auf. Bei hoher zyklischer Wechselbelastung kommt es an den linien- oder punktförmigen Berührungsstellen zur Zerrüttung der Oberflächen. Ausgehend von plastischen Verformungen treten im Werkstoff verstärkt mikrostrukturellen Veränderungen auf, aus denen sich bei Überschreiten der Zugfestigkeit mikroskopische Trennungen entwickeln können. Bei fortschreitender Belastung können sich die in den oberflächennahen Werkstoffschichten entstandenen Mikrorisse weiter ausbreiten bis es schließlich zu Materialausbrüchen kommt. Solange ein ausreichend dicker Schmierfilm im Kontakt vorliegt besteht in Wälzlagern im Allgemeinen keine Gefahr der Oberflächenzerrüttung. [99, 363]

Adhäsiver Verschleiß (Bild 2.3b) tritt vor allem in tribologischen Kontakten auf, die entweder aus gleichen oder sehr ähnlichen metallischen Werkstoffen bestehen und wird besonders durch mangelnde oder falsche Schmierung begünstigt. Wird die schützende Oberflächenschicht infolge hoher lokaler Pressungen vereinzelt durchdrungen, kommt es zum direkten Kontakt reaktiver metallischer Oberflächen, so dass sich auf atomarer Ebene Bindungen zwischen Grund- und Gegenkörper ausbilden können. Werden diese Mikroverschweißungen infolge der Relativbewegung nach kurzer Zeit wieder geschert, kommt es zunächst zur Deformation der kaltverschweißten Zone und anschließend zur erneuten Trennung der Oberflächen. Hierbei wird in den meisten Fällen Material von einem Kontaktpartner auf den anderen übertragen. Dieser Vorgang wird auch gemeinhin als „Fressen“ bezeichnet. [99]

Abrasion (Bild 2.3c) ist eine Verschleißform, die nur Auftreten kann wenn die Kontaktpartner entweder einen starken Unterschied in der Oberflächenhärte aufweisen oder harte Partikel in die Kontaktzone gelangen. Bei mechanischer Einwirkung des härteren Reibungspartners können Rauheitsspitzen in die Randschicht des beanspruchten Werkstoffs eindringen und die Gestalt des weicheren Körpers verändern. Man spricht in diesem Zusammenhang im Allgemeinen von Furchung. Abrasiver Verschleiß kann jedoch auch durch die Detailprozesse Mikropflügen, Mikroermüden, Mikrospanen und Mikrobrechen beschrieben werden. [99, 448]

Tribochemische Reaktionen (Bild 2.3d) werden durch Reibungswärme und den erhöhten Kontaktdruck initiiert und können die beteiligten Werkstoffe, den Schmierstoff und das umgebende Medium miteinbeziehen. Die dabei entstehenden Reaktionsprodukte führen auf den Reibpartnern zur Ausbildung neuer Randschichten mit veränderten Stoffeigenschaften. Diese können entweder wie im Falle unerwünschter Oxidschichten negative Folgen wie Korrosion oder Versprödung nach sich ziehen oder wie beim gezielten Einsatz von EP/AW-Additiven zum Schutz der Kontaktoberflächen beitragen und das Reibungs- und Verschleißverhalten des Systems durch den Aufbau dünner, scherfähiger Grenzschichten positiv beeinflussen. Kommt es infolge tribochemischer Reaktionen zu Verschleiß, so handelt es sich zumeist um einen sehr flachen Materialabtrag. [99]

Sobald in einem Wälzkontakt tribologisch anspruchsvolle Bedingungen wie etwa starker Mischreibungsbetrieb oder Feststoffpartikel auftreten, ist ein allmählicher Verschleiß der Oberflächen unabwendbar. Kommt es zum direkten Kontakt von Rauheitshügeln, so ist dies fast immer mit Materialabtrag verbunden. Bei niedriger Belastung des Wälzkontaktes und der Gegenwart eines gut formulierten Schmierfilms ist die Ausbildung schützender Grenzschichten und in der Folge ein mildes Verschleißverhalten zu erwarten. Sind die lokalen Spannungen im Kontakt jedoch zu hoch, ist die Ausbildung von Rissen und Brüchen sowie eine dauerhafte Deformation der Rauheitshügel unvermeidbar. [204]

Verschleißprozesse sind jedoch nicht in allen Fällen unerwünscht. Beispielsweise treten während der Einlaufphase von Tribokontakten milde Verschleißprozesse auf, die gemeinhin als gutartig angesehen werden. Bei der Überschreitung der Fließgrenze des Werkstoffs durch lokale Spannungsspitzen kommt es zu fortschreitender, plastischer Verformung und verschleißbedingter Einebnung von Rauheitsspitzen. Die Einglättung der Mikroerhebungen hat wiederum eine Abnahme der lokalen Flächenpressungen zur Folge. Darüber hinaus können derartige Anpassungsprozesse

auch zu einer höheren Beanspruchbarkeit der Kontaktpartner führen, beispielsweise wenn es durch die zyklische Beanspruchung zu Verfestigungsprozessen oder der Ausbildung von Eigenspannungen kommt. Im Idealfall nehmen die zyklischen plastischen Verformungen stetig ab, so dass nach der Einlaufphase lediglich die elastischen Anteile der Deformation übrig bleiben. [153] Milder Verschleiß kann jedoch auch aus anderen Gründen für die Kontaktlebensdauer vorteilhaft sein. So werden Mikrorisse und lokale Fehlstellen vereinzelt als Folge von mildem Verschleiß abgetragen und auf diesem Wege eine Mikrorissbildung oder -fortpflanzung verhindert [56, 153, 302].

2.2 Wälzlager

Wälzlager sind hochbelastbare Maschinenelemente, die als Normbauteile weltweit verfügbar und leicht austauschbar sind. Sie dienen sowohl als Führungselemente zur Lagefixierung relativ zueinander rotierender Bauteile als auch zur Übertragung dabei auftretender Kräfte und Momente. Sie setzen sich üblicherweise aus zwei Lagerringen und mehreren Wälzkörper zusammen, die bei Rotation auf den Laufbahnen der Ringe abrollen. Im Unterschied zu Gleitlagern, bei denen das Kontaktelement alleinig durch den Schmierstoff gebildet wird (siehe Bild 2.4), ermöglicht der Einsatz von Wälzkörper eine kombinierte radiale und axiale Belastbarkeit und einen deutlich geringeren Bewegungswiderstand beim Anlauf aus dem Stillstand. Je nach Anwendungsfall und Belastung können sie mit Fetten, Ölen oder Festschmierstoffen betrieben werden.

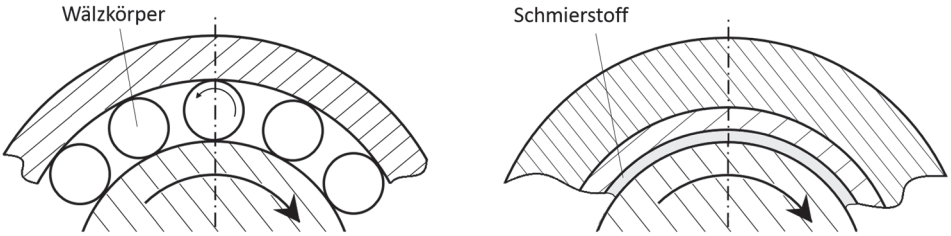


Bild 2.4: Wirkprinzip von Wälzlagern (links) und Gleitlagern (rechts), nach [319]

Im Allgemeinen finden Wälzlager aufgrund ihrer Vielseitigkeit und ihrer präzisen Führungseigenschaften im Maschinenbau häufiger Einsatz als Gleitlager. Darüber hinaus besitzen sie für gewöhnlich einen geringeren Kühlungs- und Schmierstoffbedarf, was in den meisten Fällen den Einsatz einer Lebensdauerschmierung ermöglicht. Das namensgebende Unterscheidungsmerkmal beider Lagertypen leitet sich aus dem

Bewegungsablauf im tribologischen Kontakt ab. Während es sich im Kontakt eines Gleitlagers ausschließlich um eine parallele Relativbewegung der Oberflächen handelt, stellt der Bewegungsablauf im Wälzkontakt eine Überlagerung von Rollen und Gleiten dar. Da der Rollkörper um einen in der Kontaktzone liegenden Momentanpol rotiert, zeichnet sich eine reine Rollbewegung durch das Vorliegen einer Punkt- oder Linienberührung aus, bei der sich die Berührungspunkte normal zur Kontaktfläche annähern und entfernen. Dies hat zur Folge, dass bei reinem Rollen aufgrund der mangelnden Relativbewegung theoretisch keine Reibung auftritt und die Rollreibung realer Systeme erheblich geringer ausfällt als vergleichbare Gleitreibung. Ferner tritt in Wälzkontakten infolge der vergleichsweise geringen Relativgeschwindigkeiten auch weniger innere Reibung des Schmierstoffs als in Gleitkontakten auf.

2.2.1 Bauformen

Einbaufertige Wälzlager unterschiedlicher Größen und Bauformen sind heute als Normbauteile für eine weite Spanne an Beanspruchungen und Nenndrehzahlen erhältlich. Sie können anhand ihrer Hauptbelastungsrichtung in Axial- und Radiallager und bezüglich der Form ihrer Wälzkörper in Kugel- oder Rollenlager unterschieden werden. Neben Kugeln werden hauptsächlich Zylinder, Nadeln[10], Kegel, oder Tonnen als Wälzkörper eingesetzt. Da Rollen im Unterschied zu Kugeln eine klar definierte Rotationsachse besitzen, werden Kegel- und Zylinderrollenlager im Regelfall mit Borden versehen, um einen Schräglauf zu vermeiden [318]. Darüber hinaus werden in den meisten Lagern zur Führung Käfige eingesetzt, um eine gleichmäßige Verteilung der Wälzkörper über den Umfang sicherzustellen. Unabhängig von der Bauform gilt grundsätzlich die Regel, dass die maximale Betriebsdrehzahl der Lager mit steigender Baugröße sinkt. Bild 2.5 gibt einen Überblick über die geläufigsten Bauformen.

[10] Nadeln sind längliche Zylinderrollen mit im Verhältnis zu ihrer Länge sehr dünnen Wälzkörpern geringen Durchmessers. Nadellager weisen trotz ihres geringen Querschnitts eine hohe Tragfähigkeit auf und sind daher besonders für Anwendungen geeignet, in denen nur ein beschränkter Einbauraum zur Verfügung steht.

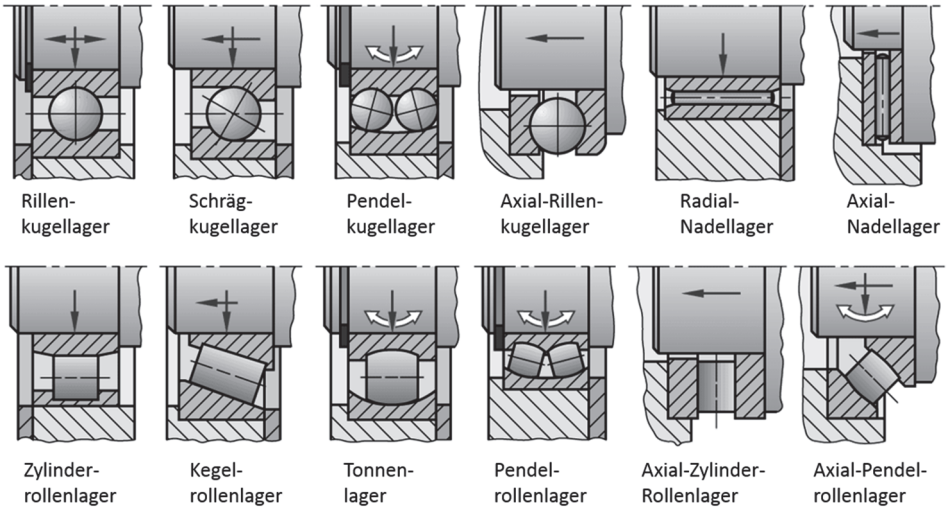


Bild 2.5: Darstellung gängiger Wälzlagertypen mit eingezeichneter Belastungsrichtung nach [278]

Die am weitesten verbreitete Bauform ist die des Radialrillenkugellagers. Da Radialrillenkugellager vergleichsweise einfach aufgebaut sind und mit keinem anderen Lagertyp derart weitreichenden Erfahrungen vorliegen, fiel die Entscheidung bei der Wahl eines geeigneten Prüflagers auf diese Bauform (siehe Kapitel 3). Die theoretischen Ausführungen im weiteren Verlauf dieser Arbeit beziehen sich daher vorrangig auf diesen Lagertyp. Rillenkugellager sind aufgrund der Wälzkörperform relativ einfach und kostengünstig herzustellen und können sowohl in radialer als auch axialer Richtung Kräfte aufnehmen. Die rillenförmigen Laufbahnen in den Lagerringen werden gegenüber der Kugel mit einem geringfügig größeren Radius gefertigt und besitzen wie bei allen Lagern generell eine hohe Formtreue und Oberflächengüte [318]. Mit steigender axialer Belastung verlagern sich die Kontaktpunkte zwischen Laufbahnoberfläche und Kugel zunehmend aus dem Laufbahnzentrum in Richtung Borde und es stellt sich zwischen der Senkrechten der Berührtangente (Drucklinie) und der der lotrechten Radialebene ein Druckwinkel α von bis zu 15° ein [62]. Dies hat zur Folge, dass auch der im Lager auftretende Bohrschlupf (siehe Abschnitt 2.2.2) und der damit verbundene Anteil an Bohrreibung mit zunehmendem Druckwinkel ansteigen. Bild 2.6 zeigt den Aufbau eines Rillenkugellagers sowie die Verlagerung der Kontaktpunkte bei axialer Belastung.

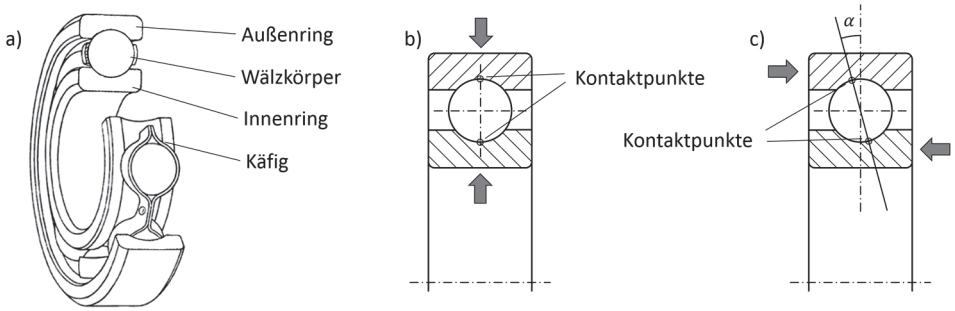


Bild 2.6: Aufbau eines Rillenkugellagers (a) sowie die Position Kontaktpunkte bei radialer (b) sowie axialer Belastung (c)

2.2.2 Beanspruchung im Wälzkontakt

Trotz ihres vergleichsweise einfachen Aufbaus und ihrer weiten Verbreitung sind Schäden an Wälzlagern nichts Ungewöhnliches. Sie können bereits während der Fertigung, bei der anschließenden Montage oder im Laufe des eigentlichen Einsatzes entstehen[11]. Da die am Lager angreifenden Kräfte zwischen den Laufringen und Wälzkörpern über sehr kleine Flächen übertragen werden, sind die Kontaktpunkte extremen Beanspruchungen ausgesetzt. Das führt dazu, dass die meisten Schäden direkt an der Bauteiloberfläche oder im Werkstoff unterhalb der beanspruchten Zone auftreten. Abgesehen von einer plastischen Deformation der Wälzelemente liegen die Ursachen für Ausfälle daher in der Regel in Verschleiß- und Materialermüdungserscheinungen der hochbelasteten Kontakte [102]. Während sich Verschleiß im Normalfall als fortschreitende Schädigung der Kontaktoberflächen verbunden mit kontinuierlich ansteigenden Temperatur-, Vibrations- und Geräuschleveln bemerkbar macht, zeichnet sich Ermüdung dadurch aus, dass erst eine hohe Lastspielzahl störungsfrei durchlaufen wird, ehe es schlagartig zu Materialausbrüchen oder fatalen Fressschäden kommt. Zumeist werden beide Phänomene als konkurrierende Mechanismen angesehen, deren Auftreten stark von verschiedenen Einflussfaktoren wie Pressung, Oberflächen- und Materialqualität, Schmierfilmdicke, Verunreinigungen oder der Kinematik des Lagers abhängig ist [68, 175, 415]. Ermüdungserscheinungen in Wälzlagern werden in Abschnitt 2.4 ausführlich behandelt.

[11] Einen Überblick über die wichtigsten Schadensbilder gibt TALLIAN in [388].

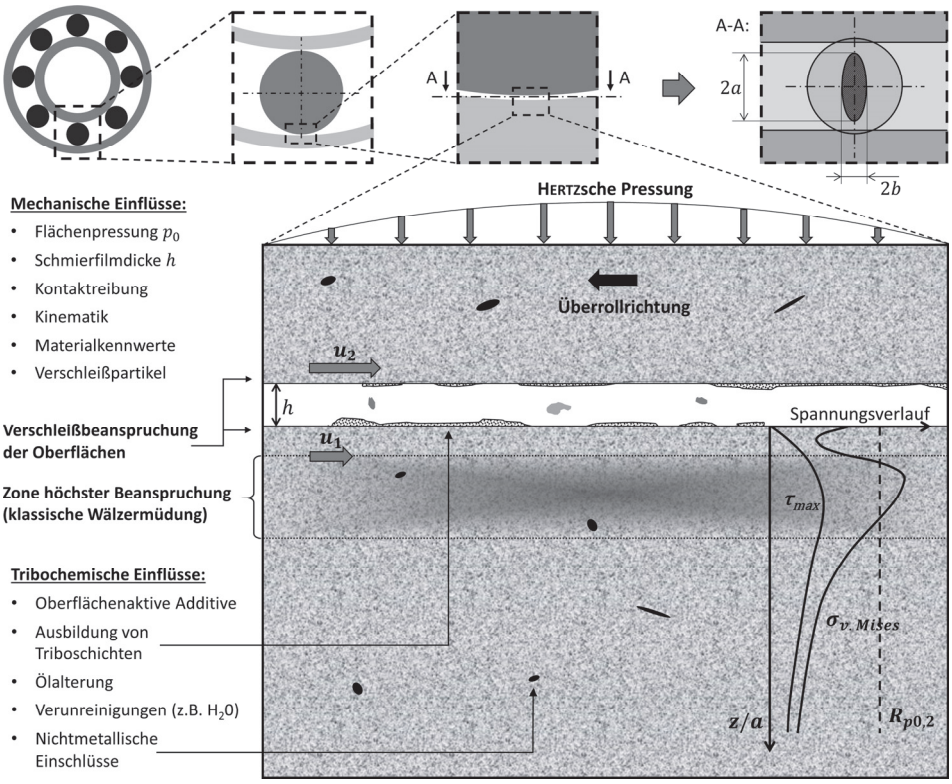


Bild 2.7: Tribologische Einflüsse im Kontaktbereich eines Wälzlagers, nach [339]

Bild 2.7 zeigt die schematische Darstellung eines Wälzkontaktes. Je nach Wälzkörperform und anliegenden Kräften ergibt sich aufgrund der Elastizität der Werkstoffe unter Last eine charakteristische Kontaktgeometrie und räumliche Spannungsverteilung. Im Falle des dargestellten Kugellagers, welches im unbelasteten Zustand punktförmige Kontakte aufweist, bilden sich elliptische Kontaktflächen quer zur Laufrichtung aus, deren maximale Flächenpressung p_0 im Zentrum auftritt. Zur Abschätzung von Druckfläche und Pressungsverteilung können die von HERTZ 1881 [195] entwickelten Berechnungsformeln für gekrümmte Oberflächen herangezogen werden, die noch heute die Grundlage aller Tragfähigkeits- und Lebensdauerberechnungen darstellen. Der sich aus der Normalkraft im Kontakt ergebende Spannungszustand wird bei Überrollung zusätzlich durch Tangentialspannungen aus der Gleitbewegung und mögliche Eigenspannungen im Bauteil überlagert. Zur Vereinfachung können die komplexen mehrachsigen Spannungszustände durch eine fiktive einachsige

Vergleichsspannung[12] darstellt werden. Die HERTZsche Kontaktmechanik basiert jedoch auf einer Reihe vereinfachender Annahmen wie ideal glatter Oberflächen, Eigenspannungsfreiheit und einem isotropen, linear elastischen Werkstoffverhalten, wodurch fertigungsbedingte Oberflächenrauheiten oder Materialinhomogenitäten vollständig vernachlässigt werden. Darüber hinaus können auch verschleißbedingte Veränderungen der Geometrie zu abweichenden Beanspruchungen führen.

Wie in Bild 2.8 dargestellt, liegt das berechnete Maximum der VON-MISES-Vergleichsspannung während des Wälzvorgangs unterhalb der Bauteiloberfläche. In der Praxis hat die Schmierfilmhöhe jedoch einen starken Einfluss auf Pressung und Reibung. Je nach Betriebszustand ergeben sich unterschiedlich starke Tangentialspannungen im Kontakt, so dass sich das Vergleichsspannungsmaximum mit steigender Reibungszahl zunehmend in Richtung Oberfläche verschiebt.

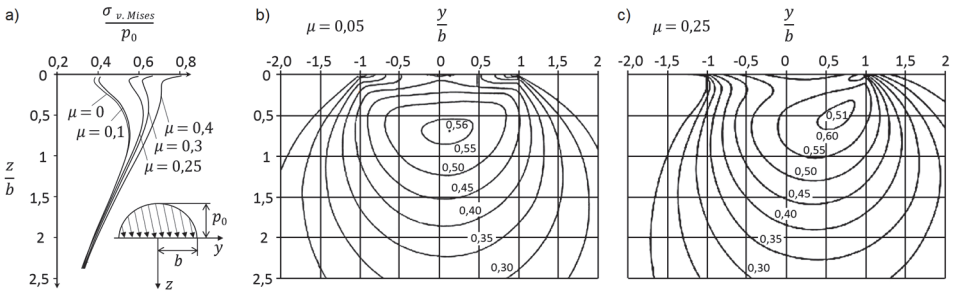


Bild 2.8: Einfluss der Reibungszahl auf den Verlauf der Vergleichsspannung unter der Laufbahnoberfläche (a), Linien gleicher Vergleichsspannungen bei überlagerten Tangentialspannungen mit μ = 0,05 (b) und μ = 0,25 (c), nach [125, 450]

Die im Kontakt auftretenden Tangentialspannungen sind wiederum eine direkte Folge der inneren und äußeren Reibung des geschmierten Systems. Kommt es im Mischreibungsbereich zu Feststoffkontakten kann dies an einzelnen Rauheitshügeln lokal zu hohen Pressungen und Spannungen und in der Folge zu starker Energiedissipation und hohen Blitztemperaturen führen. Weiterhin resultieren die Tangentialspannungen aus der Kinematik des Lagers und der Scherung des Schmierstoffs im Schmierspalt infolge unerwünschter Gleitanteile. Jede Abweichung der Relativbewegung

[12] Da Werkstoffanstrengungen bei Überrollung am besten mit der Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) beschrieben werden können [449], ist der Vergleichsspannungsverlauf in Bild 2.7 nach der GEH aufgetragen. Die genormten Lebensdauerberechnungsverfahren für Wälzlager basieren jedoch historisch bedingt auf der Wechselschubspannungshypothese

zweier aufeinander abrollender Körper von der idealen Rollkinematik wird in diesem Zusammenhang als Schlupf bezeichnet. Makroskopischer Schlupf tritt im Normalfall nur dann auf, wenn im Wälzkontakt keine ausreichenden Normalkräfte zur Übertragung der Reibungskräfte vorhanden sind und kann durch eine Mindestvorspannung der Lager vermieden werden [384]. Demgegenüber ist der sogenannte Mikroschlupf bauartbedingt und tritt aufgrund der elastischen Verformungen der einander berührenden Körper und der Krümmung der Kontaktflächen in allen Lagern auf [318] (siehe Bild 2.9). Häufig kommt es aufgrund der Lagergeometrie oder infolge mehrachsiger Belastungszustände neben dem Schlupf in Umfangsrichtung zusätzlich zum Auftreten von Bohrschlupf. Dieser ist durch eine Rotationsbewegung des Wälzkörpers um eine Achse normal zur Kontaktfläche gekennzeichnet.

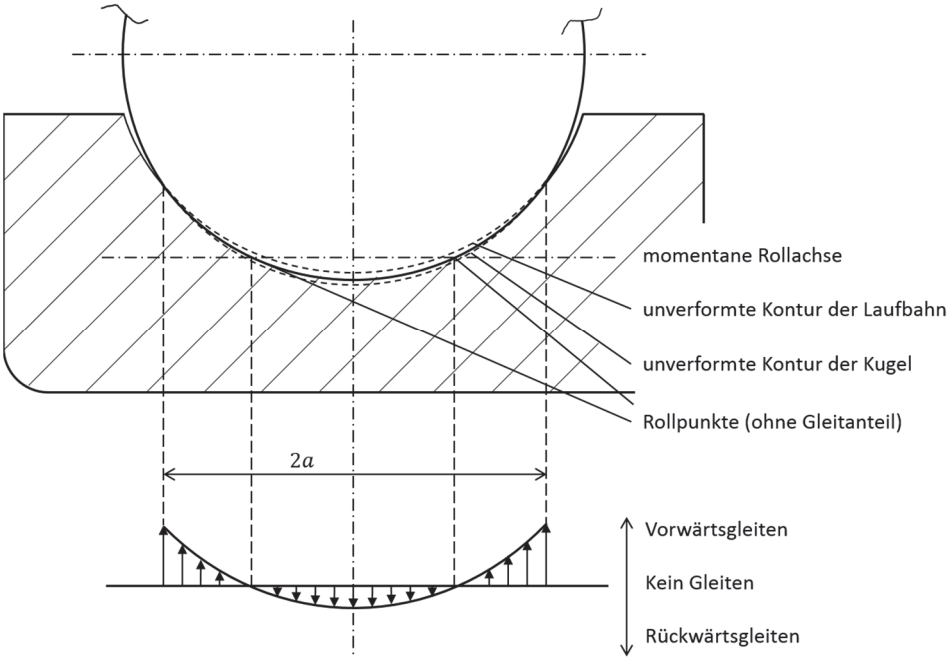


Bild 2.9: Verformung und Gleitbewegungen von Wälzkörper und Laufbahn am Beispiel eines elliptischen Kugelkontaktes (HEATHCOTE-Schlupf), nach [450]

Neben der mechanischen Beanspruchung infolge der zyklischen Überrollung findet sich weiterhin eine Fülle zumeist weniger beachteter, schmierstoffbezogener Faktoren, die die Lebensdauer eines Wälzkontaktes stark beeinflussen können. Vor allem die Sauberkeit des Schmierstoffes spielt hierbei eine zentrale Rolle, da alle Arten von Fremdstoffen – abgesehen von

den mechanischen Folgen durch Abrieb oder Verschleißpartikel – auch die physikalischen Eigenschaften des Schmierstoffs verändern und unerwünschte chemische Reaktionen und Abbauprozesse katalysieren können. Insbesondere ein erhöhter Wassergehalt als Folge von Kondensation oder hygroskopischen Effekten steht häufig im Verdacht Kontakt- und Schmierstofflebensdauer negativ zu beeinflussen [73, 275, 292, 353].

Darüber hinaus können sich auch die hohen Additivgehalte moderner Schmierstoffe negativ auf die Lebensdauer geschmierter Kontakte auswirken und unter bestimmten Umständen zu Versprödung und tribochemischem Verschleiß führen [74, 218, 226, 246, 277, 300, 402, 418]. Gerade die hochkomplexe und bis heute weitgehend unverstandene Additivchemie kann das Reibungs- und Verschleißverhalten beispielsweise durch die Ausbildung von Grenzschichten oder unerwünschten Additiv-Additiv-Reaktionen massiv beeinflussen. Detaillierte Betrachtungen der Zusammenhänge zwischen Additivchemie und Ölalterung sowie des Aufbaus tribochemischer Grenzschichten finden sich in den Abschnitten 2.6 und 2.7. Eine zusätzliche Beanspruchung des Wälzkontaktes infolge elektrischen Stromdurchgangs wird in Abschnitt 2.5 gesondert behandelt.

2.2.3 Wälzlagerwerkstoffe

Werkstoffe zur Produktion von Wälzelementen sollten über eine hohe Festigkeit, ausreichende Zähigkeit, hohe Verschleißfestigkeit, Maßstabilität, Glühbarkeit, sowie eine gute Bearbeitbarkeit verfügen. Daher werden hauptsächlich durchhärtbare Stähle mit ca. einem Prozent Kohlenstoff und einem Chromanteil zwischen 0,5 % bis 2 % eingesetzt. Darüber hinaus werden zur Fertigung von Wälzlagern in Einzelfällen auch Einsatz- und Vergütungsstähle verwendet [68] oder bei Einsatz unter extremen Betriebsbedingungen nichtrostende Stähle und warmharte Stähle eingesetzt. Einen tieferen Überblick über verschiedene Zusammensetzung, Produktionsverfahren und Qualitäten von Lagerwerkstoffen geben [3, 49, 183, 444].

In den meisten Fällen kommt bei der Produktion von Wälzlagerelementen die Stahllegierung ISO 100Cr6 mit der Werkstoffnummer 1.3505 zum Einsatz.[13] Dieser martensitisch härtende Stahl wird in Deutschland jährlich in einer Größenordnung von ca. 2,5 Mio. Tonnen produziert und wird häufig

[13] Weitere international geläufige Bezeichnungen dieses Standardwerkstoffs sind AISI 52100 bzw. SUJ2.

für Teile bis zu einer Wandstärke von 25 mm eingesetzt [68]. Neben seiner hohen Festigkeit und einem sehr guten Preis-Leistungs-Verhältnis zeichnet ihn seine hohe Verschleißbeständigkeit aus, die auf eine homogen verteilte, hochfeste Karbidphase im Gefüge zurückzuführen ist. Darüber hinaus besitzt er die für Wälzlagerelemente erforderliche Härte und kann mit einer sehr hohen Reinheit hergestellt werden, was eine hohe Tragfähigkeit und lange Lebensdauer ermöglicht. Ist eine erhöhte Durchhärtung größerer Bauteilquerschnitte gefordert, werden üblicherweise Stahlsorten mit einem höheren Anteil an Chrom, Mangan und Molybdän eingesetzt [194].

Im Hochleistungsbereich finden aufgrund ihrer hohen Korrosions-, Verschleiß- und Temperaturbeständigkeit auch Keramikwerkstoffe wie Siliziumnitrid, Siliziumkarbid und Aluminiumoxid Verwendung. Diese können entweder in Form von Beschichtungen, als Wälzkörperwerkstoff in Hybridlagern oder als Vollkeramiklager zum Einsatz kommen. Gerade für Spezialanwendungen wie den Turbinenbau, die sehr hohe Drehzahlkennwerte[14] fordern, eignen sich Hybridlager, da infolge der geringeren Dichte des Wälzkörperwerkstoffs bei hohen Drehzahlen schwächere Fliehkräfte auftreten [78, 359]. Darüber hinaus finden Keramikbeschichtungen aufgrund ihrer guten Isolationswirkung auch im Bereich strombelasteter Wälzlager Anwendung [123, 174]. Andere Beschichtungsformen wie amorphe Kohlenstoffschichten (DLC - Diamond-Like Carbon) kommen bei einigen Lagerherstellern aufgrund ihrer reibungs- und verschleißmindernden Wirkung ebenfalls vereinzelt zum Einsatz. [349, 412, 439]

2.3 Schmierung von Wälzlagern

Wälzlagerungen können mit Fett, Öl und in Ausnahmefällen auch mit Festschmierstoffen geschmiert werden. Für die allermeisten Anwendungsfälle (ca. 90 %) ist hierbei eine kostengünstige und wartungsarme Fettschmierung ausreichend. [62, 319] Unabhängig von der Art des Schmierstoffs besteht dessen grundlegende Funktion jedoch immer in der Ausbildung von reibungs- und verschleißmindernden Schichten zwischen den sich relativ zueinander bewegenden Kontaktoberflächen [93, 262].

Neben dem Aufbau eines tragfähigen Schmierfilms zwischen Wälzkörper und Laufbahn kommen dem Schmierstoff in Wälzlagern häufig noch wietere wichtige Aufgaben zu. So soll dieser z. B. einen ausreichenden Schutz

[14] Der Drehzahlkennwert ergibt sich aus dem Produkt von Drehzahl n und mittleren Lagerdurchmesser d_m.

vor Korrosion gewährleisten, während des Betriebs Fremdstoffe und Partikel aus der Kontaktzone abtransportieren oder überschüssige Wärme abführen. Die wichtigsten Kriterien bei der Wahl eines geeigneten Schmierstoffs sind daher Betriebsbedingungen wie Drehzahl, Umgebungstemperatur und Werkstoffe, die Lagergröße sowie Wartungsmöglichkeiten und die Anschlusskonstruktion. Diese ist häufig entscheidend, da Wälzlager in der Umgebung anderer ölgeschmierter Maschinenelemente idealerweise mit dem gleichen Schmierstoff versorgt werden können. Weitere Gründe für den Einsatz flüssiger Schmierstoffe können eine unzureichende Gebrauchsdauer von Fetten oder eine mangelnde Wärmeabfuhr sein. Gerade bei sehr hohen Drehzahlen werden daher entweder größere Ölmengen zur Kühlung eingesetzt oder die Schmierstoffmenge möglichst weit reduziert, um die schmierstoffbedingte innere Reibung zu minimieren (z. B. Ölnebel- oder Öl-Luft-Schmierung). [318]

2.3.1 Wälzlagerschmierstoffe

Sowohl flüssige Schmierstoffe als auch Fette enthalten generell ein Basis- oder Grundöl und einen Anteil funktionsgebender Zusatzstoffe, sogenannte Additive, um die rheologischen und tribologischen Eigenschaften zu verbessern. Ein handelsübliches Schmieröl besteht dabei im Durchschnitt zu 93 % aus Basisölen und zu etwa 7 % aus Additiven oder anderen Komponenten [262]. Schmierfette, die einen Anteil von rund 9 % des weltweiten Schmierstoffmarktes einnehmen [262, 285] enthalten zusätzlich ein netzartiges Gerüst aus Feststoffen. Diese sogenannten Verdicker werden während der Produktion im Grundöl dispergiert, um die Konsistenz und das für Fette typische Fließverhalten zu erzielen.

Ein gutes Schmierfett zeichnet sich zum einen durch einen möglichst geringen Scherwiderstand aus, zum anderen soll es die Bauteiloberfläche vollständig benetzen und in der Umgebung der Kontaktzone haften [255, 443]. Üblicherweise werden zur Produktion Metallsalze von Fettsäuren, sogenannte Seifen, eingesetzt. Diese bilden eine faserartige Matrix, in die das Schmieröl eingebettet wird. Bei mechanischer Beanspruchung des Schmierstoffs kann das Grundöl dann nach und nach in den Kontakt abgegeben werden und so zum Aufbau eines trennenden Schmierfilms beitragen. Neben Metallseifen können auch organophile Bentonite oder Polyharnstoffe als Verdicker eingesetzt werden, diese spielen jedoch gemessen am Produktionsvolumen nur eine untergeordnete Rolle und finden fast ausschließlich in Sonderanwendungen Verwendung. [285]

Zur Produktion von Schmierstoffen kommen heutzutage mineralische, natürliche oder synthetische Basisöle zum Einsatz. Die verschiedenen Stoffklassen können dabei einzeln oder als Mischungen verarbeitet werden. Bei mineralischen Grundölen handelt es sich um kostengünstige Erdöldestillate. Sie decken den überwiegenden Teil des Marktes ab und bestehen aus einem komplexen, heterogenen, chemisch nicht eindeutig definierten Kohlenwasserstoffgemisch. Pflanzliche Grundöle können aus nachwachsenden Rohstoffen gewonnen werden und gehören zusammen mit Ölen und Fetten tierischer Herkunft zu den am längsten vom Menschen genutzten Schmierstoffen. Heutzutage werden Rapsöl, Leinöl und Sojaöl als wichtigste Basisöle natürlicher Herkunft in technischen Anwendungen genutzt. Demgegenüber ist die Klasse der synthetischen Basisöle vergleichsweise jung. Sie entstand erst zu Beginn des 20ten Jahrhunderts aus dem Wunsch, die Zusammensetzung der verwendeten Schmierstoffe besser kontrollieren zu können. Durch eine Synthese aus definierten chemischen Grundbausteinen ist es möglich, ihre physikalischen Eigenschaften gezielt zu beeinflussen und so den immer weiter wachsenden Anforderungen der Schmierstoffindustrie gerecht zu werden. Zu den wichtigsten Vertretern dieser Klasse gehören unter anderem Polyalphaolefine oder Carbonsäureester.

Bis in die 1920er Jahre bedienten additivfreie Mineralöle den überwiegenden Teil der industriellen Anforderungen. Wenn die Schmierwirkung zu wünschen übrig ließ, wurde einfach eine höhere Viskosität eingesetzt oder der Schwefelanteil künstlich erhöht. Für den Fall, dass dies bei besonders anspruchsvollen Anwendungen noch nicht zum gewünschten Erfolg führte, wurden den Schmierstoffen tierische oder pflanzliche Öle beigemischt. Spätestens mit der Entwicklung von Hypoidverzahnungen zeigten sich jedoch die Grenzen der damals verfügbaren Schmierstofftechnologie, was im weiteren Verlauf zur gezielten Entwicklung von Additiven führte. [41, 312]

Auch heute erfüllen selbst hochwertige mineralische, natürliche oder auch synthetische Grundöle die an einen Schmierstoff gestellten Anforderungen im Allgemeinen nicht ohne die Zugabe von Additiven. Bei Additiven handelt sich um Zusatzstoffe, die dem Basisöl, meist in Form von Salzen, zugesetzt werden, um bestimmte Eigenschaften des Schmierstoffs zu verstärken, zu unterdrücken oder diesem neue hinzuzufügen [42, 63]. Ist ein Schmierstoff mit Additiven versehen, so wird er auch als legiert bezeichnet. Der Additivspiegel oder Legierungsgehalt ist hierbei in hohem Maße vom Einsatzgebiet des Schmierstoffes abhängig. So können Motorschmierstoffe Additivanteile von bis zu 30 % aufweisen, während Umlauf- und Hydrauliköle häufig mit Anteilen unter einem Prozent auskommen. Grundsätzlich können je nach Wirkort und Wirkweise zwei verschiedene Gruppen von

Additiven unterschieden werden: Solche, die primär an den Grenzschichten wirken und wie Reibungsminderer und Verschleißschutzadditive die Kontaktoberfläche modifizieren oder solche, die wie Antioxidantien oder Viskositätsindexverbesserer im Schmierstoffbulk wirken und die physikalischen und chemischen Eigenschaften des Grundöls verändern. [41, 63] Eine Übersicht über die wichtigsten Additivklassen gibt Tabelle 2.1.

Tabelle 2.1: Auflistung der wichtigsten Additivtypen und deren Aufgabengebiete, nach [42, 172, 285]

Additiv	Funktion bzw. Aufgabe des Wirkstoffs
Oxidationsinhibitoren	Verminderung der Oxidation von Schmierstoffen
Pourpoint-Erniedriger	Vermeidung der Agglomeration von auskristallisierten Paraffinkristallen bei tiefen Temperaturen
Detergent- und Dispersantwirkstoffe	Verhindern von festen oder schlammartigen Ablagerungen bei hohen und tiefen Betriebstemperaturen
Emulgatoren	Bildung einer stabilen Verbindung zwischen Öl und Wasser
Antischaumbildner	Vermeidung von Oberflächenschaum
Bakterizide	Abtötung von Mikroorganismen
Korrosionsinhibitoren	Einschränkung der Korrosion metallischer Werkstoffe
Extreme Pressure-Additive (Fressschutzadditive)	Bildung chemischer Reaktionsschichten auf der Oberfläche
Antiwear-Additive (Verschleißschutzmittel)	Bildung physikalisch oder chemisch gebundener Oberflächenschichten zur Verringerung des Abriebs
Reibungsminderer	Bildung von Reaktionsschichten auf metallischen Oberflächen zur Verminderung der Gleitreibungszahl
Viskositätsindexverbesserer	Verbesserung der Viskositäts-Temperatur-Charakteristik

Bei der Kombination verschiedener Additive können sowohl synergetische als auch antagonistische Effekte auftreten [63], weshalb von den Additivherstellern bereits vollformulierte, aufeinander abgestimmte Additivpakete angeboten werden (siehe Bild 2.10). In vielen Fällen weisen Additive auch mehrere Funktionen gleichzeitig auf, so dass die Gefahr der gegenseitigen Störung reduziert werden kann [172]. Bei der Auswahl der Additive ist demzufolge nicht nur die Löslichkeit im Basisöl bei Betriebs- und Lagerungsbedingungen entscheidend, sondern auch die Verträglichkeit der einzelnen Komponenten untereinander zu beachten. Viele der enthaltenen Zusatzstoffe werden während des Gebrauchs durch chemische Reaktionen,

Adsorptionsvorgänge oder physikalische Einwirkung verbraucht, was dazu führt, dass ihre Konzentration im Schmierstoff allmählich abnimmt und ihre Wirkung mit der Zeit nachlassen kann.

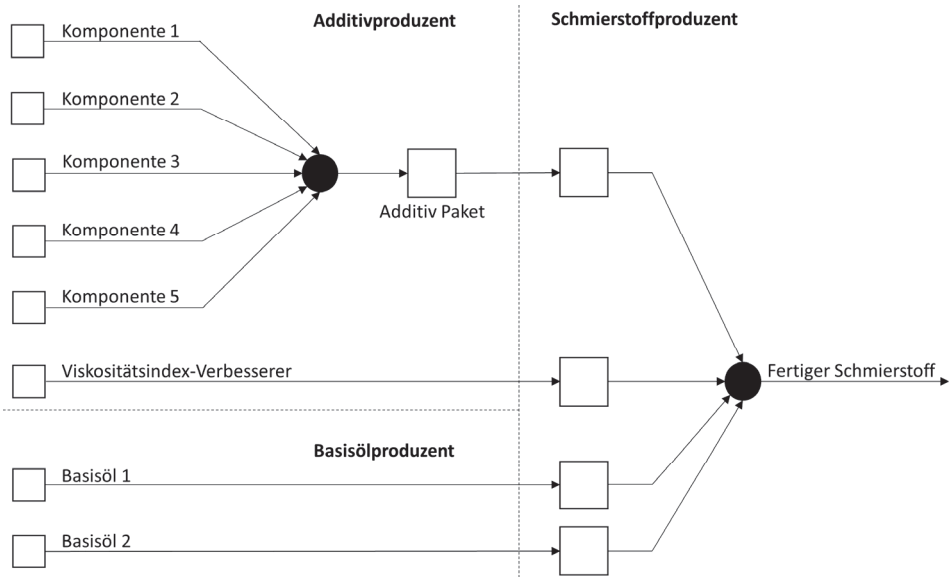


Bild 2.10: Produktion von Schmierstoffen aus fertigen Additiv-Zusammenstellungen, nach [285]

In Hinblick auf ihre Additivierung sind die Formulierungen von Schmierfetten denen von Getriebeölen im Allgemeinen sehr ähnlich, weshalb auch die Effekte der oberflächenaktiven Additive in den meisten Fällen vergleichbar sind [285, 339]. Da das Grundöl bei Schmierfetten jedoch in einem Verdickergerüst eingelagert ist und dem Kontakt zumeist wesentlich weniger Öl zur Verfügung steht, kann die Wirkung einiger Additive in fettgeschmierten Systemen anders ausfallen als bei Ölschmierung [141]. Generell bietet die Formulierung von Fetten gegenüber Ölen jedoch den Vorteil, dass nicht zwingend eine Löslichkeit im Basisöl bestehen muss und somit auch Feststoffe eingesetzt werden können. Da die enorme Anzahl an Zusatzstoffen, die in modernen Schmierstoffen Anwendung findet, kaum mehr überschaubar ist, werden im weiteren Verlauf nur die für diese Arbeit entscheidenden Additive und ihre Wirkmechanismen ausführlich thematisiert (siehe Abschnitte 2.6 und 2.7). Eine detaillierte Behandlung aller Stoffklassen findet sich in [41, 63, 338].

2.3.2 Der Schmierfilmaufbau

Um eine möglichst hohe Lebensdauer von Wälzlagerungen zu erzielen ist die Ausbildung eines ausreichend tragfähigen Schmierfilms im Wälzkontakt unerlässlich. Darüber hinaus besitzen Schmierfilmdicke und Schmierungszustand auch einen maßgeblichen Einfluss auf die Art und den Umfang tribochemischer Reaktionen im Wälzkontakt, weshalb der Schmierfilmaufbau auch für den Auf- und Abbau von Grenzschichten von essentieller Bedeutung ist.

Damit ein Schmierstoff in einem Wälzlager als lasttragendes Element wirken kann, muss dieser zunächst an den jeweiligen Kontaktpartnern haften und beim Abwälzen in den sich verengenden Schmierspalt zwischen Wälzkörper und Laufbahn gefördert werden. Reibungszustand und Tragfähigkeit des Wälzkontaktes werden dann im Wesentlichen von der Belastung, der Relativgeschwindigkeit der Oberflächen, der Schmierstoffviskosität sowie der Oberflächenrauheit der Bauteile bestimmt. Stehen die genannten Einflussparameter im richtigen Verhältnis zueinander, kommt es aufgrund der Schleppwirkung der Reibkörper am engsten Querschnitt zwischen den Kontaktflächen zu einer Druckerhöhung. Ist der resultierende Druck im Schmierspalt groß genug, dass er zur vollständigen Trennung der aufeinander abwälzenden Oberflächen führt, spricht man von hydrodynamischer Schmierung oder Vollschmierung. In Wälzlagern wird jedoch in vielen Fällen keine vollständige Trennung der Kontaktflächen erzielt, so dass es zum partiellen Auftreten von Grenzreibung kommt. Je nach Schmierfilmdicke und der Ausprägung der Anteile an innerer und äußerer Reibung im Kontakt können daher vier verschiedene Schmierungs- bzw. Reibzustände unterschieden werden: Festkörper-, Grenz-, Misch-, und Flüssigkeitsreibung [42, 99]. Diese können sehr anschaulich anhand der nach STRIBECK benannten, 1902 erstmals veröffentlichten Kurve [378] nachvollzogen werden.

Die STRIBECKkurve beschreibt den Verlauf der Reibungszahl μ in Abhängigkeit geometrischer, kinematischer und rheologischer Systemparameter. Sie ergibt sich durch Aufaddieren von äußerer und innerer Reibung im Kontakt und erlaubt eine Einteilung der unterschiedlichen Schmierzustände anhand der Schmierfilmhöhe h und der Rauheiten der beteiligten Kontaktoberflächen. Wird die Mindestschmierfilmdicke h_a des Systems überschritten, kommt es zur vollständigen Trennung der Oberflächen und in der Folge zum Aufbau einer hydrodynamischen Schmierung. Bild 2.11 zeigt die weit verbreitete Auftragung der Reibungszahl über dem Quotienten aus Schmierstoffviskosität η, Relativgeschwindigkeit v und Pressung p sowie den zugehörigen Verlauf der Schmierfilmdicke h.

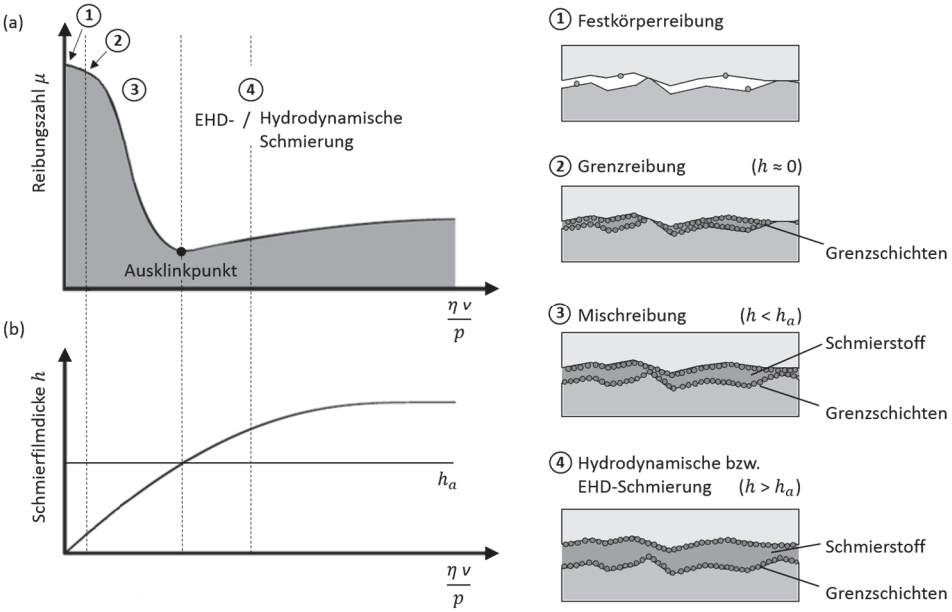


Bild 2.11: STRIBECKkurve (a) mit schematischer Darstellung der verschiedenen Reibzustände und dem Verlauf der Schmierfilmdicke (b), nach [42, 263]

Echte **Festkörperreibung (1)** liegt nur dann vor, wenn zwei Oberflächen in der Abwesenheit eines Schmierstoffs oder anderer schützender Grenzschichten – beispielsweise im Vakuum – direkt miteinander in Kontakt treten. Die Folge ist eine hohe Reibungszahl und ein starker Verschleiß der beteiligten Oberflächen. Aufgrund der hohen Spannungsspitzen im Kontakt können Kaltverschweißungen und teilweise lokales Fließen des Werkstoffs auftreten. [42]

Im Unterschied zur Festkörperreibung sind die tribologisch beanspruchten Flächen im Bereich der **Grenzreibung (2)** mit Adsorptionsschichten bedeckt, so dass sie nicht in direktem Kontakt miteinander stehen [164]. Die Oberflächen der Reibpartner können hierbei mit adsorbierten Gasen, Flüssigkeiten und chemischen Reaktionsschichten bedeckt sein. Obwohl der vorhandene Oberflächenfilm extrem dünn ist und keinerlei hydrodynamische Unterstützung bietet, werden sowohl die Reibungszahl als auch das Verschleißgeschehen positiv beeinflusst. Bei hohen Flächenpressungen wird die schmierende Trennschicht teilweise von Rauheitsspitzen durchstoßen, was zu anteiliger Festkörperreibung führen kann. Additive spielen im Bereich der Grenzreibung eine überaus wichtige Rolle und können Reibung und Verschleiß des Systems durch die Bildung von Grenzschichten massiv beeinflussen. [22, 42, 93]

Im Bereich der **Mischreibung (3)** treten sowohl Grenz- als auch Flüssigkeitsreibung parallel nebeneinander auf. Als Folge der Oberflächenrauheit der Kontaktpartner ist die erzielte Schmierfilmdicke jedoch noch nicht ausreichend um eine vollständige Trennung zu gewährleisten ($h < h_a$). Je nach Betriebszustand des Systems wird bereits ein Teil der Kräfte im Kontakt vom dünnen Schmierfilm aufgenommen, während der Rest noch immer über vereinzelte Festkörperkontakte übertragen wird. Mit steigendem Flüssigkeitsreibungsanteil fällt die Reibungszahl. Im Allgemeinen ist ein akzeptables Verschleißverhalten zu erwarten. [42, 43, 93, 164]

Kommt es bei ausreichend hoher Relativgeschwindigkeit zur Ausbildung eines lückenlos trennenden Schmierfilms ($h > h_a$) ist der Bereich der **Flüssigkeitsreibung (4)** bzw. der hydrodynamischen Schmierung erreicht. Da beide Oberflächen nicht mehr miteinander in Kontakt treten, ist ein nahezu verschleißfreier Betrieb möglich. Am Übergang von Mischreibung zur Vollschmierung durchläuft die Reibungszahl des Systems am sogenannten Ausklinkpunkt ein Minimum und wird im Falle eines weiteren Anstiegs der Schmierfilmdicke nur noch von der Viskosität des Schmierstoffes bestimmt. [42, 43, 263]

Ist die elastische Verformung der Kontaktpartner bei vollständig ausgebildeter Flüssigkeitsreibung aufgrund der hohen Pressung größer als die Schmierfilmdicke, so spricht man auch von sogenannter elastohydrodynamischer (EHD) Schmierung [279]. Hierbei handelt es sich um einen Sonderfall der hydrodynamischen Schmierung, der in der Regel nur bei geringen Schmierfilmdicken in hochbelasteten kontraformen Kontakten wie Zahnrädern oder Wälzlagern auftritt. Eine rechnerische Abschätzung des Reibungszustandes ist mit Hilfe des Schmierfilmparameters Λ möglich (siehe Abschnitt 4.3.2), im Falle von Wälzlagern kann zusätzlich auch das Viskositätsverhältnis κ herangezogen werden (siehe Abschnitt 4.3.1). Im folgenden Abschnitt werden die EHD-Theorie sowie die Berechnung der Schmierfilmdicke unter elastohydrodynamischen Bedingungen näher erläutert.

2.3.3 EHD-Berechnung

Die ersten wissenschaftlichen Untersuchungen hydrodynamisch geschmierter Kontakte wurden Ende des 19ten Jahrhunderts mit dem Ziel unternommen, das Strömungsverhalten des Schmierstoffes in Gleitlagerungen zu beschreiben. Im Jahre 1883 zeigten TOWER [403] und PETROV [311] unabhängig voneinander erstmals, dass die Rotation der Welle zur Ausbildung eines vollständig kohärenten Schmierstofffilms führt, der für die

Trennung der Kontaktoberflächen verantwortlich ist. Wenig später veröffentlichte REYNOLDS auf Basis seiner Untersuchungen zur viskosen Strömung von Schmierstoffen eine partielle Differentialgleichung zur Beschreibung des Druckaufbaus in geschmierten Kontakten [330]. Diese nach ihm benannte Grundgleichung findet noch immer vielfach Anwendung und stellt den Ausgangspunkt zur Beschreibung gering belasteter Kontakte im Rahmen der hydrodynamischen Schmierfilmtheorie dar.

Kommt es wie im Falle hochbelasteter Wälzkontakte aufgrund des hydrodynamischen Drucks im Schmierfilm zu einer merklichen elastischen Deformation der Oberflächen, so kann die Kontaktmechanik bei der Berechnung der Vorgänge im Schmierspalt nicht mehr vernachlässigt werden. Unter Berücksichtigung der von HERTZ entwickelten Gleichungen zur Berechnung der Normalspannungsverteilung und der Kontaktfläche ungeschmierter Körper [195] ergibt sich die sogenannte elastohydrodynamische Schmiertheorie, die in ihren Grundzügen auf theoretische Arbeiten von ERTEL [283] und GRUBIN [168] zurückgeht. Im Zuge dieser Abhandlungen wurden bereits 1949 erstmals Schmierfilmdicken und Druckverteilungen in hochbelasteten, kontraformen Kontakten unter Berücksichtigung der elastischen Verformungen in Abhängigkeit von Werkstoffelastizität, Krümmungsradien und der Druckabhängigkeit der Schmierstoffviskosität berechnet.

In den darauffolgenden Jahren beschäftigten sich DOWSON und HIGGINSON ebenfalls mit der Schmierfilmdicke und dem Druckverlauf in hydrodynamisch geschmierten Linienkontakten. Unter Anwendung iterativer Berechnungsverfahren konnten sie 1967 nach einer Reihe von Vorarbeiten als erste ein Berechnungsverfahren angeben, das die Schmierfilmdicke in EHD-Kontakten in guter Übereinstimmung mit experimentellen Messdaten wiedergibt. Darüber hinaus sind die Arbeiten von DOWSON und HIGGINSON für die Entwicklung der EHD-Schmierfilmtheorie von besonderer Bedeutung, da sie mit der Einführung dimensionsloser Kennzahlen die noch heute üblichen Grundlagen zur Beschreibung und Berechnung elastohydrodynamisch geschmierter Kontakte legten, was in der Folgezeit zur Entwicklung einer Vielzahl weiterer Parametergleichungen führte (siehe [91, 107, 108, 179, 282]). Auf Basis der beschriebenen Arbeiten hat sich die nachfolgende, idealisierte Vorstellung des Schmierfilmaufbaus und der Abläufe innerhalb eines elastohydrodynamisch geschmierten Wälzkontakt entwickelt (siehe Bild 2.12).

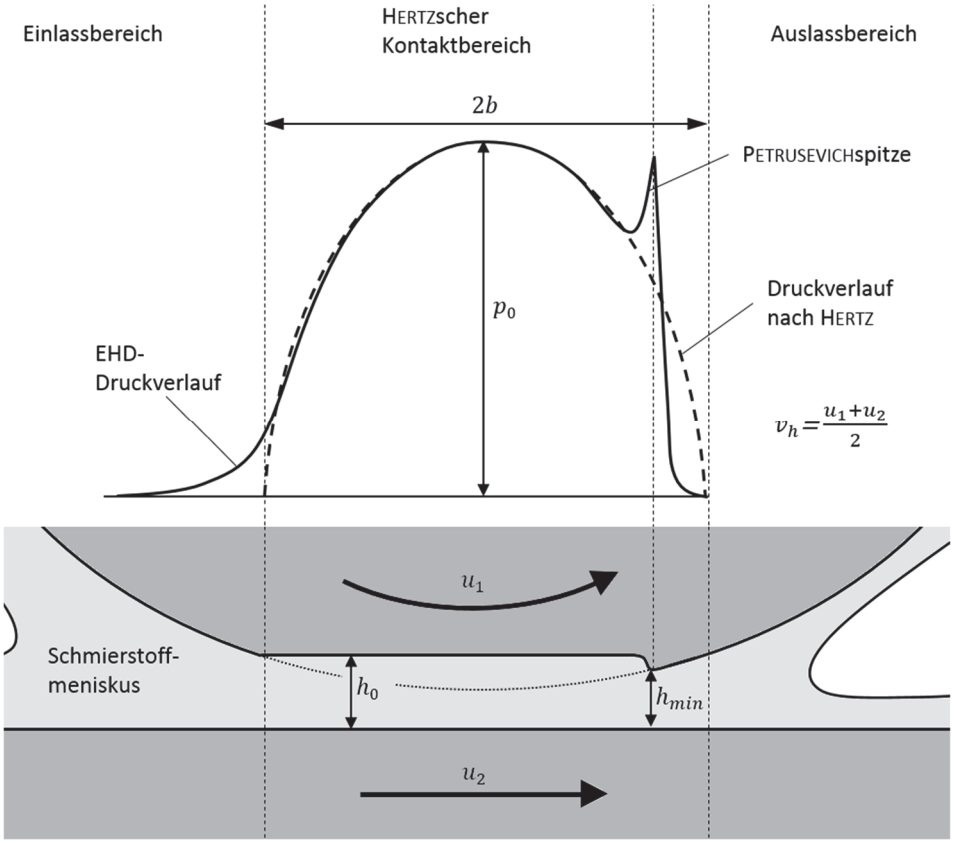


Bild 2.12: Schematische Darstellung eines EHD-Kontaktes

Im Einlassbereich bildet sich ein Schmierstoffmeniskus, der den eigentlichen Kontaktbereich während des Abrollens mit Öl versorgt. In dieser Einlaufzone steigt der Schmierfilmdruck zunächst moderat an, beschleunigt sich am Übergang zum HERTZschen Kontaktbereich, bis in der Kontaktmitte der maximale Kontaktdruck p_0 nach HERTZ erreicht wird. In diesem Bereich kommt es aufgrund der elastischen Verformung der Kontaktkörper zu einer Abplattung der Oberflächen, so dass sich ein Parallelspalt mit einer nahezu konstanten Schmierfilmdicke h_0 einstellt. Hierbei können im Schmierfilm lokal Drücke über 4 GPa auftreten, was einen Viskositätsanstieg um mehrere Größenordnungen zur Folge hat. Anschließend fällt der Druck im hinteren Kontaktbereich wieder ab, ehe es zu einem zweiten scharfen Druckmaximum am Kontaktauslass kommt. Diese von PETRUSEVICH erstmals theoretisch vorhergesagte Druckspitze ist auf eine Einschnürung des Schmierfilms mit der minimalen Schmierfilmhöhe h_{min} am Auslauf der Kontaktzone zurückzuführen. Während die EHD-Druckver-

teilung aufgrund des starken Einflusses der elastischen Verformungen unter hohen Belastungen eher der HERTZschen Druckverteilung ähnelt, stellt sich bei geringerer Last und hoher hydrodynamisch wirksamer Geschwindigkeit v_h eine stärker ausgeprägte, in Richtung der Druckflächenmitte verschobene Druckspitze ein [62].

Erste Näherungsgleichungen zur Berechnung der Schmierfilmhöhe in ölgeschmierten Kugellagern wurde 1977 von HAMROCK und DOWSON vorgestellt [180]. Dieses bis heute vielfach angewandte Berechnungsverfahren geht von einer konstanten Schmierstofftemperatur und ideal glatten Kontaktoberflächen aus. Darüber hinaus berücksichtigt es ein seitliches Abfließen des Öls aus dem Schmierspalt. Mit Hilfe der dimensionslosen Parameter U, G, W und k können die mittlere Schmierfilmdicke h_0 sowie die minimale Schmierfilmdicke h_{min} in elliptischen EHD-Punktkontakten wie folgt berechnet werden:

$$h_0 = 2{,}69\, U^{0{,}67} G^{0{,}53} W^{-0{,}067} \left(1 - e^{-0{,}73\,k}\right) R_r \tag{2.1}$$

$$h_{min} = 3{,}63\, U^{0{,}68} G^{0{,}49} W^{-0{,}073} \left(1 - e^{-0{,}68\,k}\right) R_r \tag{2.2}$$

Der Geschwindigkeitsparameter U beinhaltet die dynamische Viskosität η, die mittlere hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit v_h, den effektiven Elastizitätsmodul E' und den reduzierten Krümmungsradius R_r.

$$U = \frac{\eta\, v_h}{E' R_r} \tag{2.3}$$

Der Werkstoffparameter G ergibt sich aus dem Produkt des Druck-Viskositäts-Koeffizienten α_p des Schmierstoffs und des effektiven Elastizitätsmoduls E'.

$$G = \alpha_p \cdot E' \tag{2.4}$$

Der Belastungsparameter W stellt die dritte dimensionslose Größe dar und wird wie nachfolgend angegebenen aus der Rollkörperbelastung F, dem effektiven Elastizitätsmodul E' und dem reduzierten Krümmungsradius R_r berechnet.

$$W = \frac{F}{E' R_r^2} \tag{2.5}$$

Als letzter dimensionsloser Parameter ist k durch das Verhältnis der Halbachsen a und b der elliptischen Druckflächen gegeben.

$$k = \frac{a}{b} \tag{2.6}$$

Die dargestellte Schmierfilmdickenberechnung basiert auf einer isothermen Betrachtung des EHD-Kontaktes. Bei hohen Betriebsdrehzahlen ergeben sich jedoch zumeist größere Abweichungen zwischen theoretisch berechneten und experimentell ermittelten Schmierfilmdicken. Um die Einflüsse der Kompressionswärme sowie einer viskosen Aufheizung des Schmierstoffes infolge von Schereffekten in der Einlaufzone bei der Berechnung zu berücksichtigen, entwickelten MURCH und WILSON einen zusätzlichen thermischen Korrekturfaktor C_{th} für Linienkontakte [288]. Dieser Korrekturfaktor kann nach GOHAR [157] jedoch prinzipiell auch auf die Abschätzung elliptischer Punktkontakte angewandt werden. Unter Berücksichtigung der Einlauftemperaturerhöhung berechnet sich die modifizierte Filmdicke h_{th} im Kontakt dann nach Gleichung 2.7:

$$h_{th} = h_{isotherm} \cdot C_{th} \tag{2.7}$$

Der thermische Korrekturfaktor berechnet sich mit Hilfe des thermischen Lastfaktors L_{th} zu:

$$C_{th} = \frac{1}{1 + 0{,}39 \cdot L_{th}^{0{,}548}} \tag{2.8}$$

Dieser beinhaltet wiederum die Nennviskosität $\eta_{0,K}$, die hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit v_h, den Wärmeleitkoeffizienten k_{th} sowie den Temperaturkoeffizienten β_{th} des Schmierstoffs, der die Abnahme der dynamischen Viskosität bei steigender Temperatur beschreibt:

$$L_{th} = \eta_{0,K} \cdot \frac{\beta_{th} \cdot {v_h}^2}{k_{th}} \tag{2.9}$$

Werden bei der Berechnung der Schmierfilmdicke thermische Korrekturfaktoren eingesetzt, so entwickelt sich die Schmierfilmhöhe nicht mehr näherungsweise proportional zur hydrodynamisch wirksamen Geschwindigkeit, sondern nähert sich mit steigender Drehzahl stattdessen asymptotisch einem Grenzwert an oder kann bei entsprechender Viskosität und höheren Drehzahlen sogar wieder abnehmen.

Nach BRÄNDLEIN et al. [62] sollte die Schmierfilmdicke in Wälzlagern im Allgemeinen mindestens ein Zehntel bis einige Zehntel Mikrometer betragen. Bei genauer Kenntnis der vorliegenden Filmdicke kann anhand der Oberflächenrauheit der beteiligten Kontaktpartner eingeschätzt werden, ob sich unter den gegebenen Bedingungen ein ausreichend dicker Schmierfilm ausbildet (siehe Abschnitt 4.3.2). Kann der Schmierstoff jedoch aufgrund zu hoher Drehzahlen oder einer zu hohen Ölviskosität zwischen den einzelnen Überrollungen nicht schnell genug in die Laufbahn nachfließen, steht im Meniskus des Einlaufbereichs zu wenig Schmierstoff zur Verfügung, so dass die berechnete Schmierfilmdicke nicht erreicht wird. Eine solche Unterversorgung des Kontaktbereichs wird auch als Starvation oder Mangelschmierung bezeichnet. [80]

2.4 Ermüdung von Wälzlagern

Wie in Abschnitt 2.2.2 bereits dargelegt wurde, stellt die Überrollung der Laufbahnoberfläche durch den Wälzkörper eine komplexe mehrachsige Beanspruchung des Werkstoffs dar, die hohe Anforderungen an die eingesetzten Materialien stellt. Die Lebensdauer von Wälzlagern wird hierbei im Allgemeinen durch die Konstruktion, die Werkstoffeigenschaften, den Schmierstoff und Betriebsbedingungen wie Temperatur, mechanische Belastungen sowie mögliche Verschmutzungen beeinflusst [68]. Jedoch kann es auch bei sorgfältiger Beachtung und Einhaltung aller Kriterien – optimaler Auslegung, moderater Belastung, Schmierung ohne Verunreinigungen und Betrieb unter idealen Bedingungen bei vollständiger Trennung der Kontaktoberflächen – immer wieder zu Lagerausfällen kommen [175]. Diese in den meisten Fällen unvermeidbaren Schäden sind auf Werkstoffermüdungsphänomene zurückzuführen. Sobald die sogenannte Ermüdungsgrenzbelastung[15] überschritten wird, ist die zyklische Beanspruchung des Gefüges so hoch, dass das wiederholte Abrollen der Wälzkörper im Bereich der Laufbahnen langfristig zu Schadensakkumulation und mikrostrukturellen Veränderungen im Werkstoff führt [201]. Als Langzeitfolge kommt es zu einer Zerrüttung der Kontaktoberflächen, die sich in Form kleinerer Materialausbrüche äußert und bei fortschreitender Belastung zu großflächigen Schälungen führen kann. [342] Da die Lagerinnenringe aufgrund der unterschiedlichen Kontaktgeometrien im Allgemeinen höher belastet

[15] Die Ermüdungsgrenzbelastung C_u ist nach DIN ISO 281 [16] als die Belastung definiert, unterhalb der bei Laborbedingungen keine Ermüdung im Werkstoff auftritt.

werden als die Außenringe, sind Ermüdungserscheinungen an ihnen häufiger anzutreffen [435].

Bei Wälzermüdung handelt es sich um einen im Werkstoff kontinuierlich fortschreitenden irreversiblen Schädigungsprozess, der nach VOSKAMP in drei Phasen eingeteilt werden kann: Shakedown-, Steady-State-, und Instabilitätsphase [415, 416]. Im ersten Stadium, welches auch als Einlaufphase bezeichnet wird, kommt es zu mikroplastischen Deformationen, die in der Folge zur Kaltverfestigung des Materials führen und häufig mit dem Aufbau von Eigenspannungen verbunden sind[16]. Diese erste Phase ist bei Wälzkontakten relativ kurz (ca. 10^3 Zyklen) und wird häufig von einem verschleißbedingten Abbau der Rauheitsspitzen begleitet, was in der Regel zu einer leichten Abnahme der lokalen Pressungen führt. Die darauffolgende Steady-State-Phase zeichnet sich durch einen weitgehend stabilen Betrieb aus. Aufgrund der vorherigen Konditionierung des Kontakts kommt es nur noch in geringem Umfang zu plastischen Verformungen oder strukturellen Änderungen im Werkstoff. Stattdessen führt die fortlaufende Anstrengung überwiegend zu einer elastischen Antwort des Materials. Währenddessen akkumulieren Versetzungen im Gitter, so dass es infolge von Versetzungsstaus zunehmend zur Ausbildung von Mikrorissen kommen kann [153]. Darüber hinaus verliert der Werkstoff aufgrund des fortschreitenden mikrostrukturellen Verfalls immer weiter an Elastizität, so dass die Streckgrenze sinkt und die Versagenswahrscheinlichkeit ansteigt. Je nach Beanspruchung kann die Dauer des zweiten Stadiums stark variieren, liegt jedoch in der Regel zwischen 10^6 und 10^9 Beanspruchungszyklen. Das dritte und letzte Stadium ist im Wesentlichen durch weitere Änderungen im Eigenspannungsverlauf sowie Phasenumwandlungen und die Ausbildung von Texturen im Gefüge gekennzeichnet (siehe Abschnitt 2.4.2).

Während dieses Ermüdungsprozesses kommt es aufgrund der ständig wechselnden Zug-, Druck- und Scherspannungen und der schleichenden Veränderungen im Werkstoff vermehrt zur Rissbildung im Gefüge. In der anschließenden Wachstumsphase breiten sich die feinen Mikrorisse kontinuierlich aus und können nach und nach in makroskopische Risse übergehen. Diese führen bei fortschreitender Belastung irgendwann zum Bauteilversagen infolge von Materialausbrüchen. Nach IOANNIDES und HARRIS

[16] Es handelt sich zumeist um Druckeigenspannungen die bei HERTZschen Pressungen größer 2,5 GPa mittels XRD nachgewiesen werden können [143, 356, 415]. Das Phänomen findet sich hauptsächlich in durchgehärteten Wälzelementen, die im Unterschied zu einsatzgehärteten Bauteilen ursprünglich keine Druckeigenspannungen aufweisen.

macht die Rissentstehung gerade bei geringer Belastung (< 2 GPa) den weitaus größeren Teil des Ermüdungsprozesses aus und kann daher zumeist mit der Ermüdungslebensdauer gleichgesetzt werden [210].

Im Gegensatz zu klassischer Materialermüdung und Verschleiß tritt Wälzermüdung nur in einem eng begrenzten und hochbeanspruchten Materialvolumen auf. Aufgrund der sich wiederholenden Spannungszustände wird sie jedoch im Allgemeinen den hochzyklischen Rissphänomenen zugerechnet [342]. Da die regulären Mechanismen der Wälzermüdung heute weitestgehend bekannt sind, kann die Lebensdauer von Wälzlagern basierend auf der Ermüdungstheorie von LUNDBERG und PALMGREN [257] und der in den 1940er Jahren erstmals ermittelten statistischen Tragfähigkeit unter Ausschluss von Verschleiß, Korrosion und Elektroerosion nach DIN ISO 281 [16] abgeschätzt werden. Die gegenwärtig angewandten Lebensdauermodelle[17] vernachlässigen jedoch eine Reihe von Einflussgrößen wie Stromdurchgang (siehe Abschnitt 2.5), ungeeignete Schmierstoffe oder unkonventionelle Frühermüdungsschäden wie White Etching Cracks weitgehend, weshalb die tatsächliche Lagerlebensdauer in der Praxis weit unter der theoretisch ermittelten liegen kann.

2.4.1 Ermüdungsmechanismen

Je nach Ursprungsort der Rissbildung können bei der Wälzermüdung zwei verschiedene Versagensmechanismen unterschieden werden. Beim Tiefenversagen, auch oberflächenfernes Versagen genannt (Subsurface Failure Mode), bilden sich die Risse zuerst an Schwachstellen tief im Material und breiten sich im Anschluss in Richtung Oberfläche aus, während die Rissbildung beim Oberflächenversagen (Surface Failure Mode) von der eigentlichen Laufbahnoberfläche ausgeht. [139, 302]

Oberflächenfernes Versagen tritt dann ein wenn im Kontakt ein vollständig trennender Schmierfilm vorliegt und die maximalen Spannungen, wie in Bild 2.7 dargestellt, im Bereich unterhalb der Laufbahnoberfläche auftreten. In der Regel beginnt die Rissbildung an nichtmetallischen Einschlüssen oder anderen Schwachstellen in der Werkstoffmatrix, die als Spannungskonzentrator wirken. Anschließend führt die wiederholt wechselnde Beanspruchung des Gefüges dazu, dass sich der Riss überwiegend parallel zur Oberfläche ausbreitet, bis er schließlich die Oberfläche erreicht und

[17] Einen guten Überblick zu den gängigen Ermüdungslebensdauermodellen gibt SADEGHI in [342].

zur Ablösung kleiner Partikel führt. Da Verunreinigungen bei dieser Form der Ermüdung eine große Rolle spielen, ist der Reinheitsgrad des eingesetzten Stahls im hoch beanspruchten Werkstoffvolumen ein entscheidender Faktor für die Lebensdauer eines Wälzlagers [48, 79]. Zwar lässt sich dieser bei der Stahlherstellung beeinflussen, jedoch können Verunreinigungen aus wirtschaftlichen und technischen Gründen nicht vollständig vermieden werden. Erreichen die Risse die Bauteiloberfläche kommt es häufig zu Materialausbrüchen, sogenannten Pittings, gefolgt von großflächigen Schälungen. Die aus Tiefenversagen resultierenden Grübchen besitzen zumeist eine tiefe, ovale Kontur und sind häufig schollenartig oder muschelförmig ausgebildet [68, 388]. Bei weiterer Überrollung werden die scharfen Kanten zunehmend abgerundet während die abgelösten Partikel im Schmierstoff an der Laufbahnoberfläche zum weiteren Schadensfortschritt beitragen [102]. Bild 2.13 verdeutlicht die Abläufe bei oberflächenferner Wälzermüdung.

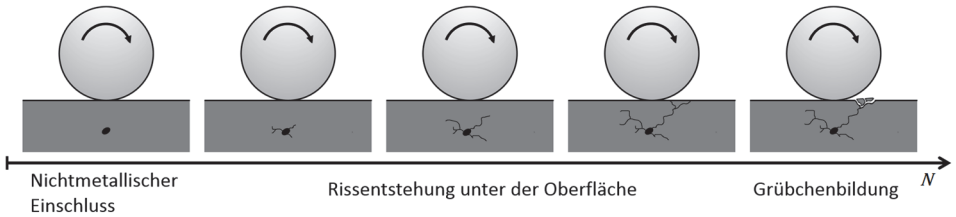


Bild 2.13: Schematische Darstellung der Abläufe bei oberflächenferner Ermüdung ausgehend von einem nichtmetallischen Einschluss im Gefüge, nach [385]

Die stetige Verbesserung der Stahlreinheit sowie veränderte Betriebsbedingungen haben mit der Zeit dazu geführt, dass Ermüdungsschäden infolge mangelnder Schmierung und Verschmutzung des Schmierstoffs heute vielfach vom oberflächennahen Bereich und nicht mehr von Einschlüssen im Material ausgehen [153, 310, 417]. Insbesondere wenn keine vollständige Trennung der Oberflächen erreicht wird, addieren sich zu den Spannungen aus der HERTZschen Pressung aufgrund der erhöhten Reibung hohe Tangentialspannungen aus der Gleitbewegung. Darüber hinaus können während des Kontakts von Rauheitshügeln lokale Spannungen aus der Wärmeentwicklung hinzukommen. Dies führt dazu, dass sich das Vergleichsspannungsmaximum im Mischreibungsbetrieb in Richtung der Oberfläche verschiebt. Folglich verlagert sich auch der Ort der Rissentstehung zunehmend in den oberflächennahen Bereich, so dass bei hohen lokalen Kontaktspannungen – im Extremfall bereits nach kurzer Laufzeit – Risse an den Rauheitshügeln auftreten und Oberflächenschäden beobachtet werden können. Solche oberflächennahen Schäden führen nicht zu sofortigen

Ausfällen, stellen jedoch langfristig eine potenzielle Quelle für Versagen durch Mikropittings sowie eine Begünstigung anderer Versagensarten wie oberflächeninitiierter Tiefenrisse dar [153]. Des Weiteren können Verunreinigungen im Schmierstoff die Ermüdung der Kontaktoberflächen stark befördern. Werden harte Partikel in die Werkstoffoberfläche eingedrückt, so entstehen bei Überrollung an den Randaufwerfungen hohe Spannungskonzentrationen. Diese sogenannten HERTZschen Mikrokontakte führen auch bei niedrigen Lasten häufig zur Rissbildung und in der Folge zu flachen V-förmigen Ausbrüchen [124]. Bei fortschreitender Überrollung können sich Anrisse im oberflächennahen Bereich bis in die Zone der maximalen Werkstoffbeanspruchung ausbreiten (siehe Bild 2.14) [52, 299].

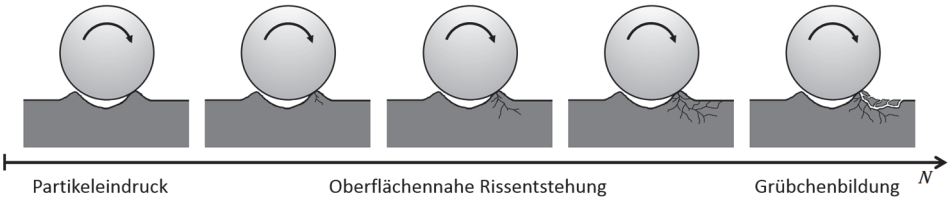


Bild 2.14: Schematischer Ablauf oberflächennaher Ermüdung an den Randaufwerfungen eines Partikeleindrucks, nach [385]

2.4.2 Gefügeveränderungen

Nach einer hohen Anzahl von Überrollungen können stark beanspruchte Wälzelemente unter dem Kontaktbereich Veränderungen der Werkstoffstruktur entwickeln. Diese sogenannten Gefügeveränderungen können durch Anätzen des polierten Gefüges mit Nital[18] unter dem Auflichtmikroskop sichtbar gemacht werden. Aufgrund ihrer abweichenden optischen Eigenschaften heben sie sich nach dem Ätzvorgang als helle oder dunkle Strukturen vom umgebenden Gefüge ab. Feinkörnige Phasen, sogenannte White Etching Areas (WEAs), reagieren nicht korrosiv und erscheinen im Gefügeschliff hellweiß da sie das eingestrahlte Licht direkt reflektieren, während die als Dark Etching Areas (DEAs) bezeichneten Regionen aufgrund ihrer diffusen Reflektion gegenüber dem umgebenden Gefüge dunkel erscheinen. [213, 355, 420]

White Etching Areas können während der Wälzermüdung in verschiedenen Formen auftreten: Als flache oder steile weiße Bänder innerhalb von

[18] Nital ist eines der gebräuchlichsten Ätzmittel in der Metallografie. Es besteht aus ethanolisch verdünnter Salpetersäure (2 % bzw. 3 % HNO_3 in Ethanol).

DEAs, als Butterflies an nichtmetallischen Einschlüssen oder als White Etching Cracks an Rissflanken. Ihre Entstehungsmechanismen sind trotz intensiver Forschungsbemühungen bis heute nicht abschließend geklärt [355]. In vielen Fällen bilden sie Schwachstellen im Werkstoff, die bei stetiger Überrollung zu Lagerausfällen führen können. Bild 2.15 zeigt, bei welchen Beanspruchungen es zu WEAs und anderen regulären Gefügeveränderungen kommen kann.

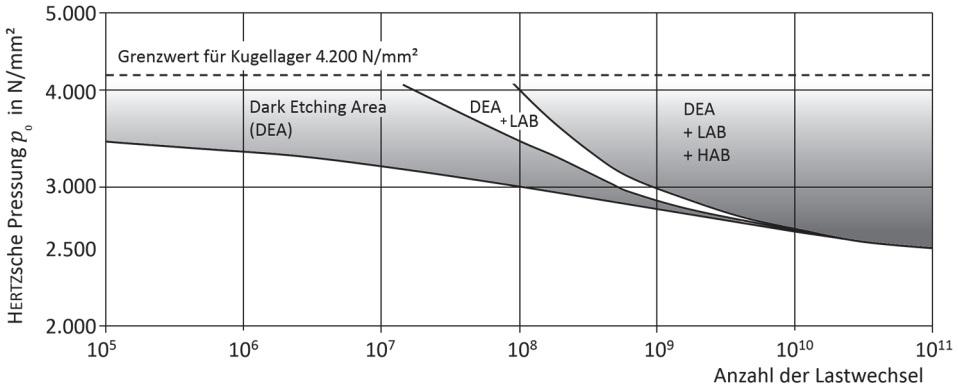


Bild 2.15: Gefügeveränderungen in Abhängigkeit von Flächenpressung und Lastwechselzahl (engl. Low Angle Bands – LAB, High Angle Bands – HAB), nach [357, 451]

Grundvoraussetzungen für das Auftreten von Gefügeveränderungen sind das Vorliegen einer ausreichend hohen Flächenpressung und das Durchlaufen einer hohen Anzahl an Lastwechseln. Liegen im Wälzkontakt entsprechende Bedingungen vor, treten im Gefüge unterhalb der Laufbahn dunkle Bereiche (DEAs) auf, die bei höheren Lastspielzahlen zusätzlich untergeordnete weiß anätzende Strukturen, sogenannte weiße Bänder, ausbilden können (siehe Bild 2.16). Unterhalb von 2.500 MPa sind die Beanspruchungen zu gering um homogene Strukturveränderungen auszulösen [420, 451]. Jedoch können an den hochbelasteten Grenzflächen zwischen nichtmetallischen Einschlüssen und der Stahlmatrix diskrete Gefügeveränderungen, sogenannte Butterflies auftreten. Im Folgenden werden die verschiedenen Arten einzeln näher erläutert.

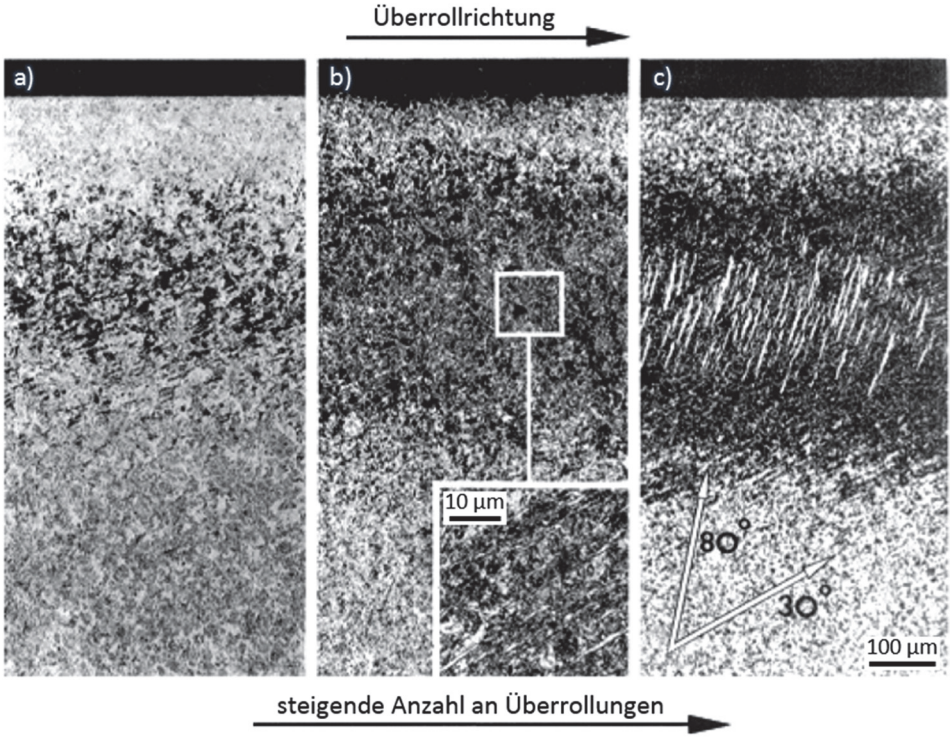


Bild 2.16: Dark Etching Area in einem frühen Stadium ohne weiße Bänder (a), mit flachen weißen Bändern (LAB, 30°) (b) und mit steilen weißen Bändern (HAB, 80°) (c), [386] © 1976 Springer

Dark Etching Areas

Man nimmt an, dass die ersten mikrostrukturellen Veränderungen während der Wälzermüdung in der HERTZschen Kontaktzone in Form von DEAs auftreten [451]. Nach dem Ätzvorgang werden sie im Schliff im Bereich der maximalen Schubspannungen als umlaufendes schwarzes Band sichtbar [377]. Die obere Grenze dieses Bandes beginnt ca. 0,25 b[19] unterhalb der Oberfläche und reicht bis zu einer Tiefe von ca. 2,5 b [339]. Beim Gefüge handelt es sich um mikroplastisch verformten Martensit, der infolge von Versetzungen und Kohlenstoffdiffusionsvorgängen eine deutlich geringere Härte als das Ausgangsmaterial aufweist. DEAs wurden daher auch als mechanisch getemperter Martensit beschrieben. [49, 160, 420] Bei fortschrei-

[19] Der Parameter b bezeichnet die Halbachse der elliptischen Kontaktfläche in Rollrichtung (siehe Bild 2.7).

tender Belastung können innerhalb der Dark Etching Area WEAs in Form weißer Bänder auftreten.

Weiße Bänder

Bei fortschreitender Belastung und hinreichender HERTZscher Pressung treten innerhalb von DEAs häufig White Etching Areas als Folge örtlicher Wechselplastifizierungen auf. Es handelt sich dabei um dünne, parallel zueinander liegende weiße Streifen, die sich senkrecht zur maximalen Zugspannung ausbilden und mit der Oberfläche einen Winkel von 30° bis 35° einschließen. Diese flachen weißen Bänder (engl. Low Angle Bands – LAB) besitzen ein kohlenstoffarmes, feinkörniges ferritisches Gefüge und weisen gegenüber dem Kernmaterial eine geringere Härte auf [268, 377, 386]. Bei weiter steigenden Lastwechselzahlen können zusätzlich etwas dickere, steile weiße Bänder (engl. High Angle Bands – HAB) auftreten, die mit der Laufbahn einen Winkel von ca. 75° bis 80° einschließen und die flachen Bänder durchkreuzen [355, 377, 386]. Da weiße Bänder bisher ausschließlich in Wälzlagern mit gekrümmten Oberflächen beobachtet wurden, jedoch nicht in Lagern mit zylindrischen Laufbahnen [354], könnten Gleitvorgänge bei ihrer Entstehung eine wichtige Rolle spielen. Mögliche Entstehungsmechanismen werden in [160, 320, 354, 415] näher beschrieben. Da die steilen weißen Bänder im Unterschied zu anderen kohlenstoffgesättigten WEAs (Butterflies, White Etching Layers[20], WECs) relativ weich sind und bisher kein Einfluss auf die Lagerlebensdauer beobachtet wurde, können sie von den übrigen WEAs abgegrenzt werden [68, 202].

Butterflies

Butterflies bestehen aus einem zentralen, zumeist nichtmetallischen Einschluss in der Stahlmatrix und mindestens zwei daran angrenzenden flügelförmigen WEAs, die für die Namensgebung verantwortlich zeichnen. Häufig handelt es sich bei den Einschlüssen um globuläre Oxide oder Sulfide, die nach dem Anätzen im Schliffbild dunkel erscheinen, seltener um größere Karbide. Butterflies entstehen wie alle anderen Gefügeveränderungen vorwiegend im Bereich der maximalen Schubspannungen. Die Ausbildung der weiß anätzenden Flügel ist vermutlich auf Energiekonzentration infolge des abweichenden E-Moduls und thermischer Ausdehnungen an

[20] White Etching Layers (WEL) bezeichnen weiß anätzende Phasen an der Bauteiloberfläche. Sie gehören ebenfalls zu den WEAs treten jedoch nur im Schienenfahrzeugbereich im Rad-Schiene-Kontakt oder bei Hochgeschwindigkeitsbearbeitung auf [44, 77, 304, 328, 360].

den Einschlüssen zurückzuführen [357]. Ihre Ausrichtung in einem 45° Winkel zur Oberfläche lässt darauf schließen, dass sie sich in Richtung der größten Schubspannung ausbilden. Liegt eine wechselnde Überrollrichtung vor, bilden sich X-förmige Butterflies mit zwei zusätzlichen Flügeln aus [405]. Das Gefüge innerhalb der flügelförmigen Bereiche besteht aus ultrafeinem rekristallisierten Ferrit, der aufgrund mechanischer Karbidauflösung mit Kohlenstoff übersättigt ist und ähnlich wie WELs eine um 30 % bis 50 % höhere Härte als das umgebende Grundgefüge aufweist [45, 120, 162, 386]. Butterflies bilden sich vorzugsweise bei geringen Überrollungsbelastungen im hohen Lastwechselbereich jenseits der L_{10}-Lebensdauer [68, 385]. Mit fortschreitender Beanspruchung kann an den Flügeln oftmals die Entstehung von Ermüdungsrissen beobachtet werden, die sich in Überrollrichtung bis zur Oberfläche ausbreiten können [162, 256, 293, 413]. Da Butterflies wenn überhaupt erst in einer sehr späten Phase der Wälzlagernutzung zum Versagen führen, werden sie zu den Langzeitermüdungsmechanismen gezählt. Darüber hinaus werden sie auch vereinzelt mit der Entstehung von WEC-Schäden in Verbindung gebracht [115, 119].

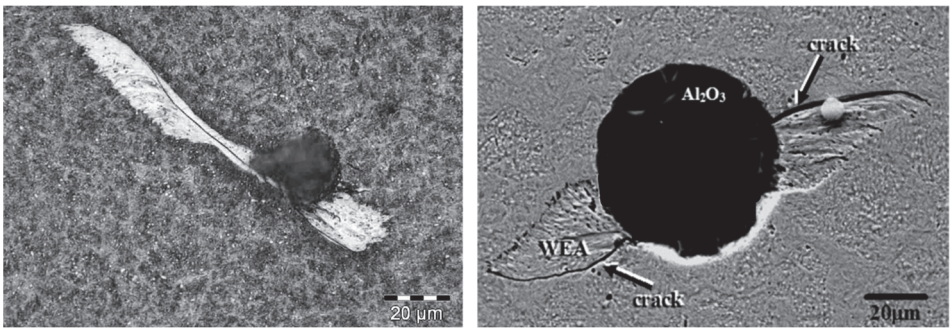


Bild 2.17: Butterflystrukturen um nichtmetallische Einschlüsse: Nach dem Anätzen unter dem Lichtmikroskop [112] (links), REM-Aufnahme [162] © 2007 Elsevier (rechts)

2.4.3 White Etching Crack-Schäden

Neben den Schadensmerkmalen und Gefügeveränderungen, die im Zusammenhang mit konventioneller Ermüdung auftreten, stehen in der Wälzlagertechnik seit einigen Jahren vermehrt sogenannte White Etching Crack-Schäden im Fokus. Hierbei handelt es sich um eine spezielle Form der Frühermüdung, die sich durch einzelne Risse oder ganze Rissnetzwerke in Verbindung mit weiß anätzenden Gefügezonen an den Rissflanken auszeichnet. WEC-Schäden können unabhängig von Hersteller, Lagertyp und Lagergröße in den verschiedensten industriellen Anwendungen auftreten, wobei eine auffällige Häufung in Wälzlagern aus dem Windenergie- und Automotive-Bereich zu beobachten ist [113, 137, 176, 202, 211, 280, 339, 358, 364, 373, 387]. Die Schäden treten dabei zumeist innerhalb von 1 %- 10 % der berechneten L_{10}-Lebensdauer auf [117, 211, 373, 391], was gerade im Fall von Windkraftanlagen aufgrund der erschwerten Wartungs- und Montagebedingungen zu erheblichen Kostensteigerungen führen kann [113, 115, 233]. WEC-Schäden finden sich sowohl in martensitischen [45, 110, 161, 182, 197, 206, 256, 275, 364, 391, 407], bainitischen [115,142, 256, 424] als auch einsatzgehärteten [45, 113, 165, 200, 228, 341] Stählen, wobei durchgehärtete Lager im Allgemeinen häufiger betroffen sind. Weiterhin erstreckt sich das Phänomen auf unterschiedlichste Wärmebehandlungen sowie alle Reinheitsgrade bis hin zu hochreinen Stählen und kann sowohl in Zusammenhang mit Öl als auch mit Fettschmierung auftreten [142, 248, 339, 373]. Da bis dato kein gemeinsamer, dominierender Auslöser ermittelt werden konnte und die Schäden weder auf einen unzureichenden Reinheitsgrad der eingesetzten Werkstoffe noch auf andere Faktoren wie Partikelkontaminationen oder ungewöhnlich hohe Belastungen zurückgeführt werden können, liegen die Ursachen weiterhin im Unklaren.

Besonders problematisch ist hierbei, dass sich WEC-Schäden weder im Rahmen von Lagerauslegung oder Lebensdauerberechnung vorhersagen lassen, noch durch Condition Monitoring-Maßnahmen vor Ausfall detektiert werden können [113, 115, 165, 248, 258]. Da das Schadensbild darüber hinaus vorwiegend unter moderaten Belastungen auftritt, finden sich WEC-Schäden auch in hinsichtlich Auslegung, Fertigung, Einbau und Schmierung mustergültigen Wälzlagerungen, in denen die Wahrscheinlichkeit klassischer Wälzermüdung verschwindend gering ist [339]. Bild 2.18 zeigt eine Reihe dokumentierter WEC-Frühausfälle gemeinsam mit den Betriebsregionen in denen konventionelle Gefügeveränderungen auftreten. Die dargestellten Daten wurden von AVERBECK et al. [28] auf der Basis wissenschaftlicher Veröffentlichungen, Industrieerfahrungen sowie eigener Versuche zusammengetragen und verdeutlichen das atypische

Auftreten von WEC-Schäden bei ungewöhnlich niedrigen Lastspielzahlen und moderaten Pressungen.

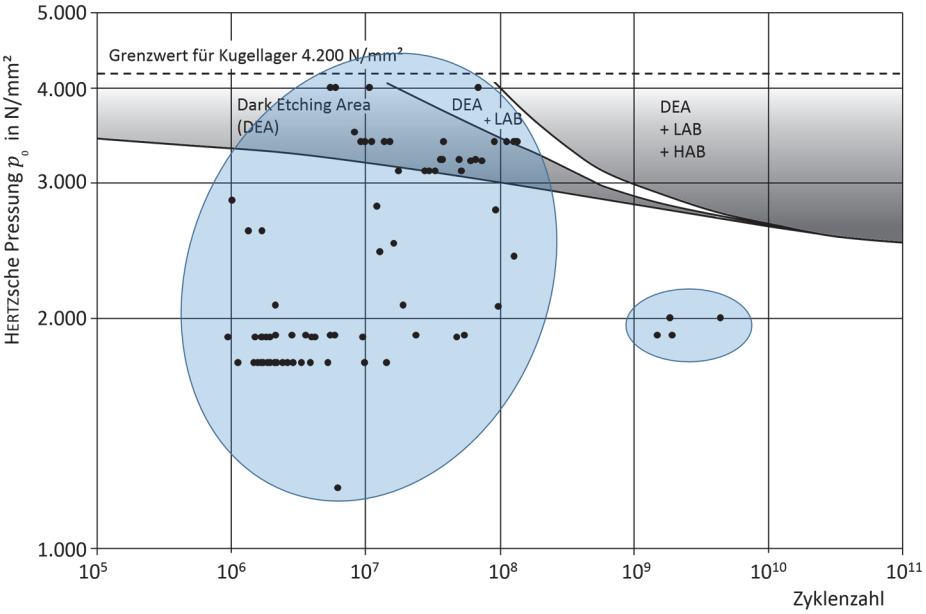


Bild 2.18: Vergleich von WEC-Frühausfällen mit konventionellen Gefügeveränderungen im SCHLICHT-Diagramm, zusammengetragen von AVERBECK et al. auf der Basis wissenschaftlicher Veröffentlichungen, Industrieerfahrungen und eigenen Versuchen [28]. Die blau hinterlegte Fläche skizziert Betriebsbereiche in denen WECs aufgetreten sind

WEC-Schäden können sich hinsichtlich ihrer makroskopischen Morphologie von Fall zu Fall merklich unterscheiden und werden je nach Ausprägung daher häufig in Axialrisse und White Structure Flaking unterschieden [115, 201, 358, 364, 406]. Während die an der Oberfläche quer zur Laufbahn verlaufenden Axialrisse hauptsächlich in durchgehärteten Stählen auftreten und hinsichtlich ihrer Tiefe zumeist deutlich über die Zone der maximalen Schubbeanspruchung hinausgehen, breiten sich 3D-WEC-Rissnetzwerke (White Structure Flaking) in einsatzgehärteten Stählen häufig kurz unterhalb der Oberfläche weitläufig aus und sind hierbei nicht selten nur punktuell mit der Oberfläche verbunden [113, 142, 244, 259, 373]. Je näher die dünnen Risse (< 1 µm) der Oberfläche kommen und sich miteinander zu Netzwerken verbinden, desto instabiler wird der oberflächennahe Materialbereich, so dass es unter Belastung zu Ausbrüchen und großflächigen Schälungen kommen kann. Eine Ausbreitung von WEC im Gefüge unterhalb der Laufbahn führt jedoch nicht zwangsläufig zum Ausfall des betroffenen Lagers. Vielmehr sind einige Fälle bekannt in denen Lager umfangreiche weiß anätzende Rissstrukturen aufwiesen, jedoch auch bei

weiterem Betrieb kein White Structure Flaking (Ausbrüche, bzw. Schälung infolge von WEC) aufgetreten ist. Bild 2.19 zeigt die metallografische Analyse eines Axialrisses am Innenring eines Axialzylinderrollenlagers aus einem Windkraftgetriebe. Die zweite Ausprägungsform, sogenanntes White Structure Flaking, ist in Bild 2.20 dargestellt.

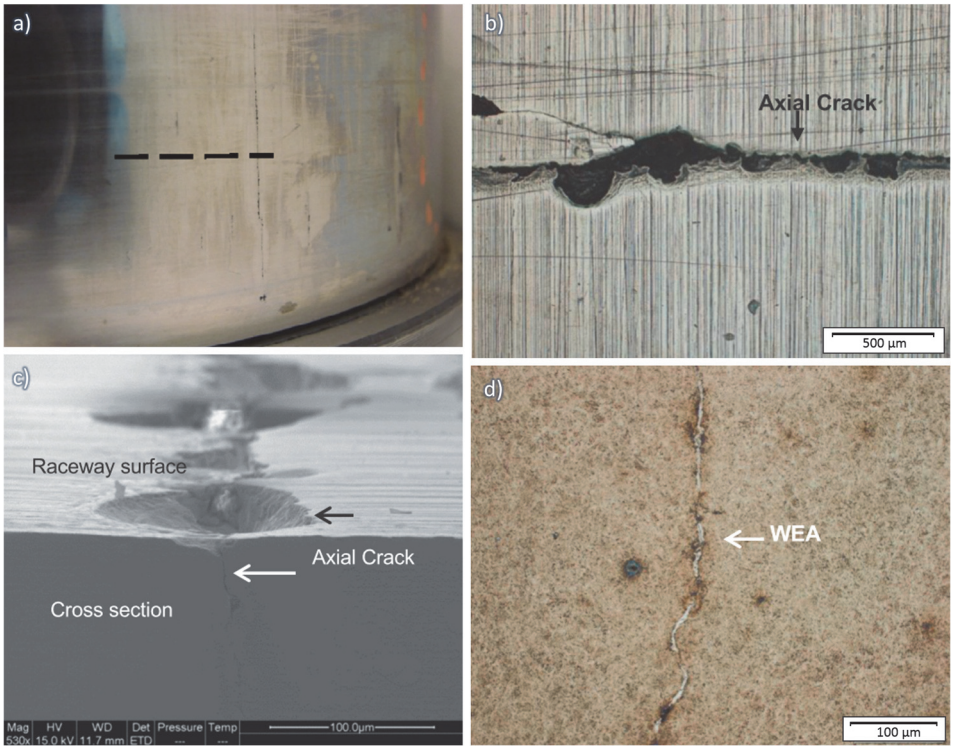


Bild 2.19: Axialriss mit WEA an einem Zylinderrollenlager (AISI 52100) aus einem Windkraftgetriebe: Laufbahnoberfläche mit Schnittebene (a), vergrößerte Aufnahme der Laufbahnoberfläche (b), REM-Aufnahme der Rissfortsetzung im Gefüge (c), Gefügeschliff unterhalb der Laufbahnoberfläche mit WEA (d), [165] © 2007 Elsevier

Ähnlich wie Butterflies und WELs besitzen die weiß anätzenden Bereiche in WECs eine 30 % bis 50 % höhere Härte als das umgebende Kernmaterial [45, 162, 165, 305] und werden infolge ihrer mutmaßlichen Verwandtschaft sowie ihrer Erscheinungsform im Gefügeschliff zumeist den WEAs zugerechnet [385]. Beim betroffenen Gefüge handelt es sich um extrem feinkörnigen kohlenstoffübersättigten Ferrit oder kubischen Martensit, der keine größeren karbidischen Ausscheidungen mehr enthält und sich infolge der Kornfeinung nicht mehr anätzen lässt [120, 160, 182, 201, 248]. Dabei ist bis heute nicht abschließend geklärt, ob sich die Gefügeveränderungen unter

Belastung an bereits bestehenden Anrissen entwickeln [142, 147, 339, 373] oder ob die Risse erst als Folgeerscheinung der unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften an den Grenzflächen beider Gefügetypen auftreten [115, 119, 201, 202, 228, 248, 259, 406]. Ebenso umstritten ist die Frage, ob die Rissstrukturen oberflächeninitiiert sind [142, 373] oder ob deren Entstehung unterhalb der Lagerlaufbahn beginnt [65, 119, 256, 364, 406].



Bild 2.20: White Structure Flaking: Schälung an einem Innenring eines Windkraftlagers [233] © 2010 The Royal Society (links), weiß anätzendes Rissnetzwerk im Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche [352] (rechts)

Auch wenn die meisten Fragen hinsichtlich des zugrundeliegenden Schadensmechanismus noch unbeantwortet sind, gehen die meisten Autoren davon aus, dass neben der Beanspruchung aus der Wälzbewegung zumindest eine weitere zusätzliche Beanspruchung vorliegen muss [202, 248]. In der Literatur werden in diesem Zusammenhang hauptsächlich hohe Reibbeanspruchungen [247], transiente Betriebsbedingungen [115, 142, 233, 259, 298, 334], Schlupf [136, 158, 182] oder die Gegenwart elektrischer Potentiale [199, 211, 224, 249, 250, 372] genannt. Auch ein hoher Wassergehalt [211, 229, 339] sowie einige EP/AW- oder Korrosionsschutz-Additive [130, 385] stehen als mögliche tribochemische Treiber unter Verdacht. Da trotz der hohen Anzahl bekannter WEC-Ausfälle jedoch bisher kein gemeinsames verbindendes Element nachgewiesen werden konnte und WEC-Schäden an Wälzlagerprüfständen bei künstlicher Beladung mit Wasserstoff sehr leicht nachgestellt werden können [117, 176, 197, 228, 364, 387, 391, 423], konzentriert sich die gegenwärtige Forschung zumeist auf atomaren Wasserstoff als möglichen Verursacher (siehe Kapitel 7). Einen guten Überblick über den aktuellen Stand der Forschung, die gegenwärtig diskutierten WEC-Entstehungstheorien sowie mögliche Ansätze zur Vermeidung von WEC-Schäden gibt EVANS in [115] und [114].

2.5 Stromdurchgang in Wälzlagern

Aus den praktischen Erfahrungen des Maschinen- und Anlagenbaus ist bekannt, dass ungewollter Stromfluss in Wälz- oder Gleitkontakten zu einer deutlichen Reduzierung der Lebensdauer der beteiligten Komponenten führen kann. Die Folgen können von mikroskopischen Schäden an den Kontaktflächen über Werkstoffanschmelzungen bis hin zu makroskopisch sichtbaren Veränderungen der Oberflächenbeschaffenheit reichen und zu erheblichen Instandsetzungskosten und längerem Maschinenausfall führen.

2.5.1 Ursachen für Stromdurchgang

Die möglichen Ursachen des Stromflusses beinhalten sowohl singuläre Ereignisse wie Blitzschlag oder unsachgemäß durchgeführte Schweißarbeiten als auch dauerhaft auftretende magnetische oder elektrische Phänomene wie Induktion oder Reibungselektrizität. Im folgenden Kapitel werden ausschließlich systembedingter Stromdurchgang und seine Folgen behandelt. Betroffen hiervon sind insbesondere Wälzlager in Generatoren, Wechsel- und Gleichstrommotoren oder Wälzlager, die in direkter Umgebung elektrischer Maschinen arbeiten wie beispielsweise Radlager elektrischer Schienenfahrzeuge [27]. Eine weitere, wenn auch zumeist weniger stark betroffene Gruppe stellen Wälzlager dar, in deren Umfeld es zu statischen Aufladungen kommen kann. Typische Beispiele hierfür sind Lager in Riementrieben [10, 265], Walzen von Papiermaschinen oder Folienreckanlagen [371] sowie schnelllaufende Gebläse oder Rotoren von Windkraftanlagen [390, 425]. Darüber hinaus kann es auch an den Rotoren elektrischer Maschinen [324, 411] oder an Filtersystemen im Schmierstoffkreislauf zu elektrischer Aufladung kommen [173, 186].

Den mit Abstand stärksten Niederschlag in der wissenschaftlichen Fachliteratur finden in diesem Zusammenhang Stromdurchgangserscheinungen an Wälzlagern in Elektromotoren und Generatoren. Dies erscheint insofern wenig verwunderlich, da spätestens seit der Erfindung des Elektromotors auch der mögliche Stromfluss über die Lagerung des Läufers zu den damit verbundenen technischen Grundproblemen gehört. Bereits seit den 1940er Jahren werden in diesem Zusammenhang Ursachen und Folgen niederfrequenter Lagerströme (50/60 Hz) beschrieben, die beispielsweise infolge von Asymmetrien im Magnetfluss oder unzureichender Verkabelung auftreten können [26, 60, 61, 189, 230]. Die Wahrscheinlichkeit des Auftretens solcher „klassischer“ Lagerströme steigt hierbei im Allgemeinen mit der Größe des Motors an [289]. In den folgenden Jahrzehnten haben diese

Phänomene jedoch aufgrund der kontinuierlich verbesserten Fertigungstechnologien und des stetig wachsenden Kenntnisstands zunehmend an Bedeutung verloren, so dass derartige Lagerströme heute technisch keine große Rolle mehr spielen [132].

Durch den verstärkten Einsatz moderner schnell schaltender Frequenzumrichter, die einen hochdynamischen und energiesparenden Betrieb drehzahlgeregelter Antriebe ermöglichen, stehen stattdessen seit den 1990er Jahren hochfrequente Lagerströme vermehrt im wissenschaftlichen Fokus [81, 82, 111, 190, 191, 260, 287, 327]. Besonders Umrichter, in denen sogenannte Bipolartransistoren mit isolierter Gate-Elektrode (IGBTs) als Leistungsschalter eingesetzt werden, führen zu extrem kurzen Schaltzeiten im Bereich mehrerer hundert Nanosekunden, was dazu führt, dass am Wechselrichterausgang hohe Spannungsflanken von bis zu 10 kV/µs auftreten. Diese hochfrequenten[21] Komponenten in der Gleichtaktspannung[22] des Umrichters können mit den Kapazitäten des Motors interagieren, was in der Folge zur Ausbildung von Lagerströmen führen kann. Hierbei lassen sich kapazitive Lagerströme, EDM-Ströme (Electric Discharge Machining), zirkulierende Lagerströme und Rotorerdströme unterscheiden, die je nach Betriebsbedingungen und Systemkonfiguration einzeln oder kombiniert auftreten und unterschiedlich gefährlich sein können. Wie bei den zuvor beschriebenen klassischen Lagerströmen handelt es sich auch hierbei um parasitäre Phänomene, die nichts zum eigentlichen Zweck des Antriebssystems beitragen, jedoch die Lebensdauer der Motorlager signifikant verkürzen können [286]. Bild 2.21 gibt einen Überblick über die unterschiedlichen umrichterinduzierten Lagerströme und ihre Ursachen.

[21] Die Schaltfrequenz moderner IGBT-Umrichter beträgt üblicherweise 2- 16 kHz.

[22] Die Gleichtaktspannung wird im angelsächsischen Sprachgebrauch zumeist als „common mode voltage“ bezeichnet.

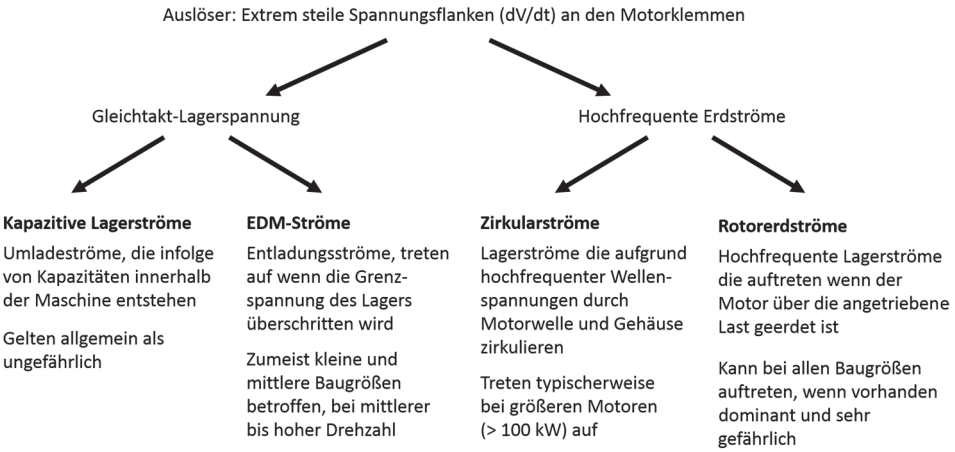


Bild 2.21: Überblick über umrichterinduzierte Lagerströme und ihre Ursachen, nach [286]

2.5.2 Das elektrische Verhalten von Wälzlagern

Unabhängig von der Ursache des auslösenden elektrischen Potentials gilt, dass sich Ladungsträger von einem Lagerring über die Wälzkörper gerichtet zum zweiten Lagerring bewegen müssen, damit es zur Ausbildung von Lagerströmen kommt. Eine erste, tiefere wissenschaftliche Aufarbeitung des allgemeinen elektrischen Kontaktübergangsverhaltens erfolgte in den 1940er Jahren durch HOLM [198]. Aufgrund des Schmierfilms und der zusätzlichen Relativbewegung der Oberflächen gestalten sich die Verhältnisse in stromdurchflossenen Wälzlagern gegenüber HOLMs grundlegenden Untersuchungen allerdings ungleich komplizierter. Mittlerweile finden sich in der Literatur jedoch eine Reihe von Studien, die sich intensiv mit den vielschichtigen Fragestellungen rund um das Thema Stromdurchgang in Wälzlagern auseinandersetzen [27, 57, 70, 76, 230, 316, 322-324, 362]. Je nach Umgebungsbedingungen und Betriebszustand des Lagers können hierbei mehrere verschiedene Fälle eintreten und unterschiedliche Ladungstransportmechanismen zum Einsatz kommen.

Geht man allein von Elektronen als Ladungsträger aus, so müssen diese auf ihrem Weg durch einen geschmierten Kontakt eine Reihe verschiedener Hindernisse überwinden. Zusammengefasst bestehen diese aus der isolatorisch wirkenden Schmierstoffschicht, die sich je nach Belastung, Schmierstoffviskosität, und Drehzahl unterschiedlich stark ausbildet, sowie aus verschiedenen zumeist schlecht leitenden Grenzschichten. Diese können beispielsweise aus elektronenundurchlässigen Oxidschichten bestehen, die bei Kontakt des Grundmaterials mit Sauerstoff auf der Metalloberfläche entstehen oder aus tribochemischen Grenzschichten, die sich nach

thermischer oder mechanischer Aktivierung aus oberflächenaktiven Additiven bilden [27, 92, 245, 400, 434]. Je nach Reibungszustand des Systems können sowohl der wesentlich dickere Schmierfilm als auch etwaige Grenzschichten aufgrund der Oberflächenrauheit der Kontaktpartner zeitweise von Festkörperkontakten durchbrochen werden. Bild 2.22 zeigt schematisch den Fluss von Elektronen durch ein Wälzlager sowie mögliche Transportwiderstände.

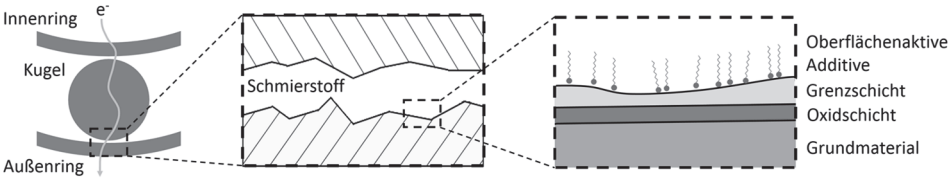


Bild 2.22: Transportwiderstände beim Stromfluss durch ein Wälzlager

Beim Auftreten einer Spannung an einem stillstehenden oder sehr langsam drehenden Lager kann der Ladungstransport entweder über die direkte Berührung metallischer Oberflächen oder durch Überwinden der Barriere mit Hilfe des quantenmechanischen Tunneleffekts erfolgen. Dies ist möglich, wenn die trennende Schmierstoff- oder Grenzschicht zwischen Lagerring und Wälzkörper so dünn ist, dass der Abstand zwischen den metallischen Oberflächen in der Größenordnung der Elektronenwellenlänge liegt. In diesem Fall ist der Stromfluss weitestgehend unabhängig von Festkörperkontakten und der eigentlich zur Verfügung stehenden Stromdurchtrittsfläche. Wälzlager verhalten sich in diesem Betriebsbereich überwiegend wie ein OHMscher Widerstand und sind in den meisten Fällen dazu in der Lage auch über längere Zeit hohe Stromstärken zu ertragen ohne dabei Schaden zu nehmen. [27, 289]

Anders verhält es sich bei umlaufenden Lagern, die aufgrund des hydrodynamischen Effekts einen ausreichend dicken, trennenden Schmierfilm ausbilden. Da gebräuchliche Wälzlagerschmierstoffe im Allgemeinen über eine sehr geringe elektrische Leitfähigkeit[23] verfügen, wirken sie im Schmierspalt als Dielektrikum, so dass es zunächst zur Akkumulation elektrischer Ladung auf den Oberflächen kommt. Je nach Spannung bzw. der Stärke des anliegenden elektrischen Feldes können im weiteren Verlauf

[23] Unter Laborbedingungen wurden für Mineralöle Durchschlagsfestigkeiten im Bereich von 10 kV/mm bis 40 kV/mm ermittelt. Bei Wälzlagerschmierstoffen bewegt sich die Durchschlagfestigkeit üblicherweise im Bereich zwischen 0 kV/mm und 15 kV/mm. [111, 240, 434]

zwei verschiedene Fälle eintreten: Bleibt die anliegende Spannung unterhalb eines gewissen Schwellenwerts – der sogenannten Grenz- oder auch Durchschlagsspannung – verhält sich das Lager im elektrischen Sinne wie ein Kondensator [174, 322, 325]. Wird die Grenzspannung jedoch überschritten, kommt es zum Aufbau leitender Brücken über den Schmierspalt und in der Folge zur elektrischen Entladung[24]. Kapazität und Grenzspannung des Kondensators hängen hierbei von verschiedenen Parametern wie Schmierstoffsorte, Temperatur, Viskosität und der Dicke des Schmierfilms ab [325].

Um einen solchen geschmierten Wälzkontakt zu beschreiben kann ein entsprechendes Ersatzschaltbild eingeführt werden, das das zwiespältige elektrische Verhalten mit Hilfe der Parallelschaltung eines stromabhängigen ohmschen Widerstands und eines Kondensators darstellt. Der Widerstand muss hierbei als veränderlich angesehen werden, da er bei Durchschlagen des Lagers mit steigender Stromstärke stark abnimmt. Während sich für den Übergangswiderstand vor dem Erreichen der Grenzspannung zumeist Werte im MΩ-Bereich ergeben, sinkt dieser beim Fritten[24] bis auf wenige Ω ab. Um alle elektrischen Kontakte in einem vollständigen Kugellager auf diese Art abzubilden, müssen daher pro Wälzkörper je zwei in Serie geschaltete Wälzkontakte (Innenring – Wälzkörper, Wälzkörper – Außenring) in Parallelschaltung dargestellt werden. Dieses komplexe Schaltbild kann wie in Bild 2.23 dargestellt, vereinfachend als Parallelschaltung eines Kondensators der Kapazität C_{ges} und eines Widerstands R_{ges} zusammengefasst werden.

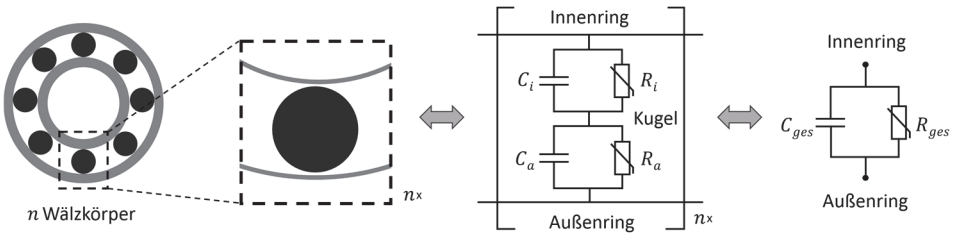


Bild 2.23: Ersatzschaltbild eines stromdurchflossenen Wälzlagers, nach [148]

Wie die Entladungsvorgänge in rotierenden Wälzlagern im Detail ablaufen ist bis heute nicht abschließend geklärt. Generell ist davon auszugehen,

[24] Das elektrische Durchbrechen von hochohmschen Schichten wird im Allgemeinen auch als Fritten bezeichnet. Einige Autoren bezeichnen die Grenzspannung daher auch als Frittspannung.

dass diese Phänomene entweder durch den Kurzschlusskontakt zweier Rauheitsspitzen oder aufgrund der hohen Feldstärken zwischen zwei einander passierenden Rauheitsspitzen initiiert werden [123]. So geben GMEINDER et al. nach Versuchen mit Zylinderrollenlager an, dass die höchsten Entladungsströme im Mischreibungsbetrieb auftreten und dass bei einem weiteren Anstieg der Schmierfilmdicke die Feldstärke zumeist nicht mehr ausreicht, um elektrische Entladungen zu erzeugen [148].

In der Literatur finden sich Beschreibungen verschiedener Mechanismen, die theoretisch während eines Entladungsvorgangs auftreten können und je nach Schmierfilmdicke, Reibungszustand, Feldstärke und eingetragener Leistung vermutlich jeweils unterschiedlich stark am Ladungstransport beteiligt sind. Die meisten Autoren gehen von der Ausbildung eines Lichtbogeneffekts durch die Ionisierung des Schmierstoffes aus [57, 83, 324]. Da die metallische Kontaktfläche des Bogens sehr gering ist, kann es bereits bei Stromstärken, die deutlich unter 1 A liegen, zu örtlichen Aufschmelzungen oder Verschweißungen an der Kontaktstelle kommen. In diesem Fall wirken Elektronen und ionisierte Schmierstoffmoleküle als hauptsächliche Ladungsträger, während metallische Bestandteile als sekundärer Effekt der Aufschmelzungen nur eine untergeordnete Rolle spielen. [289, 324]

Ein weiterer Ansatz geht davon aus, dass es im Mischreibungsbereich zu einer Verschmelzung der beteiligten Oberflächen kommt. Zu Beginn einer Entladung schmelzen die Oberflächen stromdurchflossener Rauheitsspitzen auf und es bilden sich entweder als Folge des direkten Kontakts oder der COULOMBschen Anziehungskräfte, ausgehend von den Rändern der Schmelzkrater, flüssige Metallbrücken zwischen den Oberflächen aus. Diese kühlen durch den Kontakt mit Schmierstoff extrem schnell ab und verfestigen sich zunehmend. Aufgrund der Rotationsbewegung der Kugel brechen die Brücken jedoch bereits kurze Zeit später wieder im wärmsten Querschnitt nahe der Anode. Als direktes Ergebnis folgt neben dem Ladungstransport auch ein Transport aufgeschmolzenen Materials von der Anode zur Kathode. Da jeder Stromdurchgang im Lager immer mit einem lokalen Temperaturanstieg an der Durchtrittsstelle verbunden ist, kommt es im Anschluss an einen ersten Strompuls zumeist zur Ausbildung weiterer leitender Brücken. [83, 123]

Die Höhe der zur Entwicklung von Entladungen notwendigen Grenzspannung ist im Allgemeinen stark von den Eigenschaften des Schmierstoffs abhängig und wird zusätzlich von stochastisch auftretenden Oberflächenverunreinigungen und leitfähigen Partikeln im Schmierstoff beeinflusst. MÜTZE gibt darüber hinaus an, dass die Grenzspannung auch von der Form

der elektrischen Anregung abhängig ist. Während sich bei Gleichstrom und bei niederfrequentem Wechselstrom (50/60 Hz) ein ähnliches Grenzspannungsniveau einstellt, fällt dieses bei extrem schnellem Spannungsaufbau, wie er bei Frequenzumrichterbetrieb auftreten kann, deutlich höher aus. [289] Wie groß der Einfluss tribochemischer Grenzschichten auf die Durchschlagsspannung ist, wurde bis heute nicht näher untersucht. Von den meisten Autoren wird der Widerstand isolierend wirkender Grenzschichten generell vernachlässigt und der trennende Schmierfilm zumeist als einziger Einfluss auf den elektrischen Widerstand beschrieben. In der Literatur finden sich jedoch einige Hinweise, die dafür sprechen, dass der tribochemische Schichtaufbau entscheidend zum Gesamtwiderstand beitragen kann [245, 400]. Unter anderem beschreibt LUCAS ein Verfahren zur Beurteilung des Schmierungszustands tribologischer Systeme, das darauf basiert, die Ausbildung und den Zustand schützender Grenzschichten anhand des Übergangswiderstands zu beurteilen [254]. Um diese Fragestellungen näher zu beleuchten, gehören die Auswirkungen tribochemischer Schichten auf das elektrische System Wälzlager zu den zentralen Aspekten dieser Arbeit.

2.5.3 Stromdurchgangsschäden

Sobald ein Wälzlager von elektrischem Strom durchflossen wird, kann es in der Folge zu Schäden in der Kontaktzone kommen. Nach aktuellem Kenntnisstand sind die Defekte hierbei nicht allein auf die Oberflächen der Laufbahnen und Wälzkörper beschränkt, sondern können auch den Schmierstoff und das Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche betreffen. Da die Arbeit als primäres Thema die Ausbildung elektrisch induzierter Gefügeveränderungen behandelt, wird in diesem Abschnitt lediglich ein Überblick über klassische Stromdurchgangschäden gegeben.

Prinzipiell gilt bei Stromdurchgang, dass unabhängig davon, ob es sich um Gleich- oder Wechselstrom handelt, stets die gleichen Oberflächenveränderungen zu beobachten sind [123]. Diese umfassen das Auftreten mattierter Laufbahnen und Wälzkörper, Pittings in den Laufflächen sowie die Ausbildung in Umfangsrichtung verlaufender, periodischer Muster unterschiedlicher Tiefe, sogenannter Riffelmarken. Obwohl sich bereits eine Reihe von Studien [27, 59, 230, 260, 287] mit der Analyse der zugrundeliegenden Mechanismen beschäftigt haben, ist das Verständnis dieser Schäden bis heute noch immer nur bruchstückhaft. Generell besteht kein Zweifel daran, dass die genannten Phänomene als direkte Folge elektrischer Entladungen beim Überschreiten der Grenzspannung im Kontakt

zurückzuführen sind. Da die Vorstellungen über die detaillierten Vorgänge im Kontakt von Autor zu Autor zum Teil weit auseinandergehen, wird im Folgenden nur der allgemeine Konsens über Schadensbilder und Mechanismen zusammengefasst. Bild 2.24 zeigt typische Stromdurchgangsschäden an Wälzlagern.

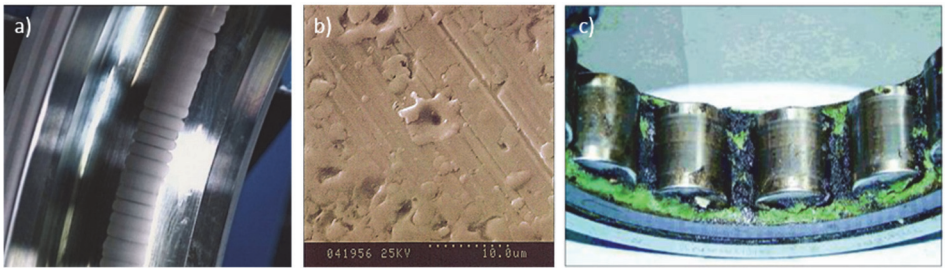


Bild 2.24: Stromdurchgangsschäden: Riffelbildung quer zur Laufbahn [343], (a), REM-Aufnahme von Schmelzkratern in der Laufbahn [343] (b), verbranntes Fett infolge des Stromdurchgangs [174] (c)

Kommt es aufgrund von Festkörperkontakten oder Ionisationsvorgängen an einer Engstelle zum Durchschlagen der Isolationsschichten, so entlädt sich die zuvor aufgebaute Spannung innerhalb weniger Mikrosekunden. Je nach Stromdurchtrittsfläche, Zeitspanne und Größenordnung der transferierten Energie kann sich an den Fußpunkten der Entladungsbrücke kurzzeitig eine starke, lokale Wärmeentwicklung ergeben. Hohe Energiedichten bei starken Entladungen führen in der Folge zu punktuellen Schmelz- und Verdampfungsprozessen, die in den beanspruchten Funktionsflächen kleine Krater und Schweißperlen hinterlassen können. Bei längeren Laufzeiten kann dies dazu führen, dass das Material immer wieder auf- und umgeschmolzen oder teilweise an andere Stellen übertragen wird.

Je nach Art der Entladung und Größe der gebildeten Krater können unterschiedliche Schadensbilder auftreten. Die häufigste Schadensform sind gleichförmig matte, grau reflektierende Laufspuren und Wälzkörperoberflächen, die im englischen Sprachgebrauch auch als „frosting“ bezeichnet werden [289] (siehe Bild 2.25). Sie gelten gemeinhin als ein frühes Anzeichen für Lagerströme und sind mutmaßlich auf die wiederholte Punktierung des Schmierfilms durch Spannungsbögen zurückzuführen [123, 174, 287]. Die hierbei lokal auftretenden Energiedichten sind zu gering um Material zu verdampfen, so dass in der Metalloberfläche nur auf mikroskopischer Ebene Schmelzkrater mit einem Durchmesser von 0,5 µm bis 8 µm zu finden sind [287, 325]. Durch den weiteren Umlauf des Lagers werden die frisch gebildeten Krater wiederholt eingeebnet, so dass sich nach

einiger Zeit eine mehrfach umgeschmolzene Oberfläche mit relativ uniformer Struktur ergibt. Die bisherigen Erfahrungen zeigen, dass die Lebensdauer der Lager bei reiner Mattierung der Oberflächen, ohne das zusätzliche Auftreten von Verdampfungskratern, nicht signifikant verkürzt wird. Lediglich der Schmierstoff wird verstärkt in Mitleidenschaft gezogen und muss aufgrund der erhöhten Beanspruchung in kürzeren Intervallen ausgetauscht werden. [237, 398]

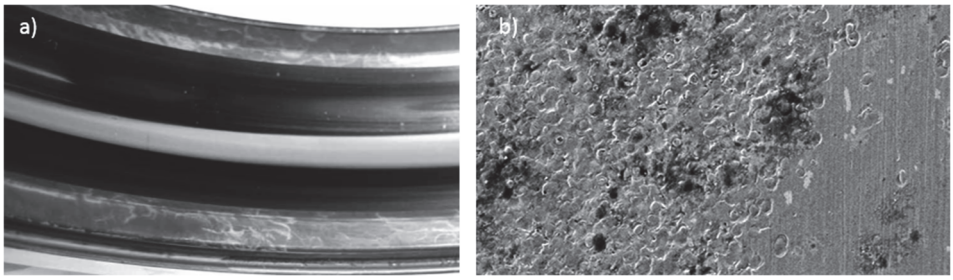


Bild 2.25: Mattierte Laufbahn [446] (a), Schmelzkrater in der Lagerlaufbahn [431] (b)

Wenn im Kontakt neben kleinen Schmelzkratern zusätzlich auch Verdampfungserscheinungen auftreten, kann dies langfristig zu einer dramatischen Änderung der Oberflächenbeschaffenheit führen. In einigen Fällen kommt es zur Ausbildung von Hügel- und Talstrukturen, die sich in Form von grauen Streifen quer zur Laufbahn zeigen (siehe Bild 2.26) [237]. Diese sogenannte Riffelbildung ist nicht als Primärschaden anzusehen, sondern erscheint erst wenn ein Wälzlager bereits durch Grübchenbildung vorgeschädigt wurde. Die genauen Ursachen, die zur Ausbildung dieser Strukturen führen sind bis heute unbekannt. Die meisten Theorien gehen davon aus, dass die Riffeln aufgrund mechanischer Schwingungen der Wälzkörper bei der Überrollung unzureichend eingeebneter Krater entstehen [230, 287]. Darüber hinaus spielt möglicherweise die Übertragung von Material durch Metallbrücken oder Schmelzperlen eine Rolle. Obwohl die Riffelbildung für die meisten Lagerausfälle in Zusammenhang mit Stromdurchgang verantwortlich ist, ist bis heute unklar warum einige Lager Riffelmarken ausbilden, während andere bei gleicher Lagerstromdichte nur mattierte Laufbahnen entwickeln. [123]

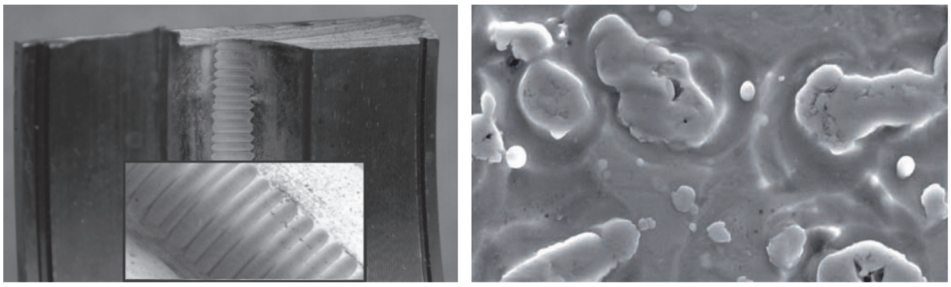


Bild 2.26: Riffelmarken [301], © ASHRAE, www.ashrae.org. 2008 Shaft Grounding – A solution to Motor Bearing Currents (links), Schmelzkrater mit Verdampfungen und Schmelzperlen [123] (rechts)

Der Entstehungsmechanismus vereinzelter Pittings, wie sie in Bild 2.27 dargestellt sind, ist in den meisten Fällen auf Umhärtungsschäden im Zusammenhang mit besonders starken Entladungen zurückzuführen. Die Energiedichte an der Stromdurchtrittsstelle ist dabei so hoch, dass der Lichtbogen oftmals in verdunkelten Räumen gut sichtbar ist und es zu Verdampfungs- und Härtungserscheinungen kommt. Nach dem Erstarren ist das aufgeschmolzene Material an der Krateroberfläche wesentlich spröder als das ursprüngliche Ausgangsmaterial. Unter dieser umgehärteten Schicht findet sich eine weitere Schicht ausgeglühten Werkstoffs, der wiederum weicher als das Grundmaterial ist. Die hierbei entstehenden Krater können einen Durchmesser bis zu 0,5 mm aufweisen und sind zum Teil bereits mit bloßem Auge sichtbar. [27, 57] Von allen genannten Stromdurchgangsschäden führen solche Umhärtungen am schnellsten zum Ausfall des Wälzlagers [57].

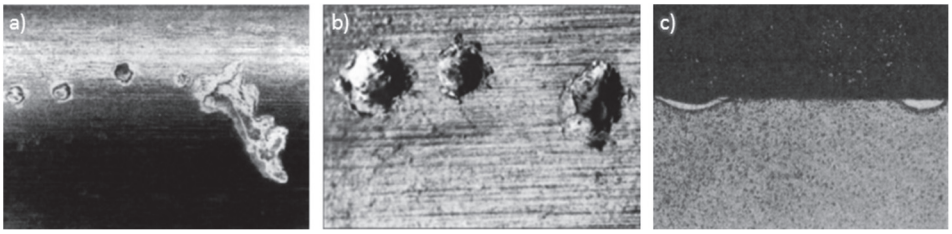


Bild 2.27: Folgen elektrischer Entladungen: Micropittings [47] © 2001 IEEE (a), Kraterbildung in Zylinderrollenlager [124] (b), Umschmelzung und Neuhärtung der Oberfläche im Gefügeschliff [27] (c)

In der Praxis sind die Übergänge zwischen den einzelnen Schadensbildern und Mechanismen fließend und nicht immer klar voneinander abzugrenzen. Mittlerweile finden sich in der Literatur auch einige Ansätze, die Vorgänge im Kontakt zu simulieren um auf diese Weise Rückschlüsse auf die Schädigungsmechanismen ziehen zu können [322]. Bild 2.28 zeigt anhand

einer REM-Aufnahme den Vergleich von geschmolzenen und verdampften Zonen sowie eine Abschätzung der notwendigen spezifischen Schmelz- bzw. Verdampfungsenergien in Abhängigkeit des Kraterdurchmessers. [398]

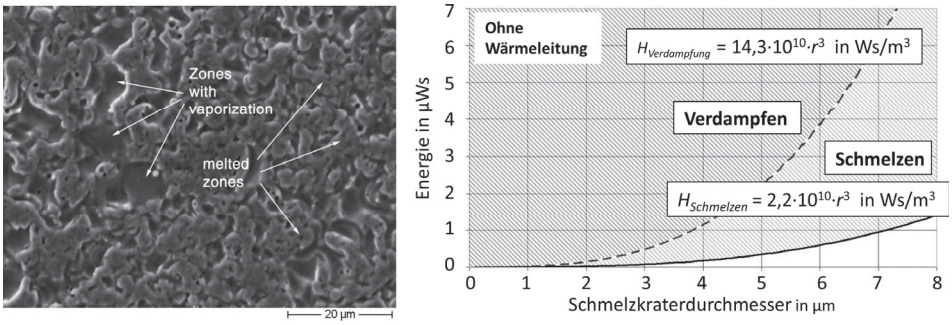


Bild 2.28: Vergleich von geschmolzenen und verdampften Zonen in einer REM-Aufnahme (links), Abschätzung der notwendigen spezifischen Schmelz- bzw. Verdampfungsenergien bezogen auf den Kraterdurchmessser (rechts), [237] © 2012 IEEE

Neben den metallischen Oberflächen wird bei Stromdurchgang erwartungsgemäß auch der trennende Schmierfilm in Mitleidenschaft gezogen. Aufgrund der Ionisationsreaktionen und der extremen Temperaturen, die während der Entladungen lokal auftreten, kommt es teilweise zur Zersetzung und Verkokung des Schmierstoffs sowie allgemein zu verstärkter Oxidation des Grundöls und der Additive. Dies führt zum fortschreitenden Verlust der Schmierfähigkeit und einer deutlichen Verkürzung der Lebensdauer. Da in der Kontaktzone fettgeschmierter Lager nur sehr wenig Schmierstoffaustausch stattfindet, sind diese von den negativen Effekten des Stromdurchgangs besonders stark betroffen, was oftmals an dunkel verfärbtem und verhärtetem Fett deutlich wird (Bild 2.24c).

Wie stark ein Wälzlager bei Stromdurchgang letztendlich geschädigt wird, hängt von einer ganzen Reihe verschiedener Faktoren ab. Diese umfassen unter anderem die Art und Dauer der elektrischen Belastung, Spannung, Stromstärke, Lagerbelastung, Drehzahl und den verwendeten Schmierstoff [371]. KRIESE et al. gehen davon aus, dass nicht die Anzahl der Entladungen entscheidend ist, sondern vor allem die im Lager gespeicherte Kapazität eine wichtige Rolle spielt [237]. Da diese im realen System nur äußerst schwierig bestimmt werden kann, wird in der Praxis zumeist die scheinbare Stromdichte J_b als Kriterium zur Gefährdungsbeurteilung durch Stromschäden herangezogen. Diese berechnet sich aus dem Verhältnis der Stromstärke zur HERTZschen Kontaktfläche, welche sich wiederum aus der elastischen Verformung von Wälzkörper und Lagerringen ergibt. Da die

scheinbare Stromdichte im Vergleich zu real ausgemessenen Stromdurchgangskratern von einer viel zu großen Stromdurchtrittsfläche ausgeht, ist diese jedoch als Beurteilungskriterium wenig fundiert und eher als allgemeiner Richtwert anzusehen. Darüber hinaus beruhen die in der Literatur verfügbaren Grenzwerte fast ausschließlich auf Erfahrungswerten ohne nähere Angaben wie und unter welchen Voraussetzungen diese gewonnen wurden. Tabelle 2.2 gibt einen Überblick über das als ertragbar angenommene Niveau der Stromdichte.

Tabelle 2.2: Überblick über das als ertragbar angenommene Niveau der scheinbaren Stromdichte bei Gleichstrom und niederfrequentem Wechselstrom, nach [13, 27, 70, 123, 241, 289, 361, 362]

Scheinbare Stromdichte	Einfluss auf die Lagerlebenserwartung
$J_b < 0{,}1$ A/mm²	kein Einfluss
$0{,}1$ A/mm² $< J_b < 0{,}7$ A/mm²	kann zur Reduzierung der Lebensdauer führen
$0{,}7$ A/mm² $< J_b < 1$ A/mm²	kann zur starken Reduzierung der Lebensdauer führen
$J_b > 1$ A/mm²	Es ist mit einem gehäuften Auftreten von Schäden und einer starken Reduzierung der Lebenserwartung zu rechnen

Wie bereits eingangs erwähnt konzentriert, sich der Großteil der in der Literatur verfügbaren Untersuchungen auf das elektrische Verhalten von Wälzlagern im Zusammenhang mit hohen Wechselströmen wie sie üblicherweise bei elektrischen Antrieben auftreten. Demgegenüber sind bisher nur sehr wenige Bemühungen bekannt, das Verhalten bei sehr geringen Gleichströmen, wie sie bei elektrostatischer Aufladung auftreten, zu untersuchen. Stattdessen werden elektrische Betriebszustände, wie sie im Rahmen dieser Arbeit behandelt werden, mit Blick auf die bisherigen Erfahrungs- und Grenzwerte in der Fachwelt bis heute – möglicherweise zu Unrecht – als unkritisch betrachtet [250].

2.6 Alterung von Schmierstoffen

Zu den häufigsten Ausfallursachen von Wälzlagerungen gehören ein zu weit fortgeschrittener Alterungsprozess des Schmierstoffs bzw. dessen Folgeerscheinungen. Bei einem Großteil der mit einer Lebensdauerschmierung ausgestatteten, fettgeschmierten Wälzlager entspricht daher die Lebensdauer des Schmierstoffs auch der Lebensdauer des Lagers [350]. Demgegenüber erfordern mechanische Systeme mit anspruchsvolleren

Umgebungsbedingungen wie Verbrennungsmotoren oder Getriebe häufig einen regelmäßigen Austausch des Schmierstoffs, um dauerhaft eine ausreichende Schmierfähigkeit und die gewünschte Lebensdauer zu gewährleisten.

Allgemein werden unter dem Begriff Alterung alle chemischen Veränderungen und Abbauprozesse des Schmierstoffs unter der Einwirkung von Sauerstoff, Wasser, Hitze, Licht, Strahlung und katalytisch wirkender Substanzen zusammengefasst. [285, 401] Aufgrund des fast ausschließlich organischen Aufbaus von Basisölen, Additiven, polymeren VI-Verbesserern und Verdickern sind nahezu alle Bestandteile eines Schmierstoffs von Alterungsprozessen betroffen. Typische Anzeichen eines gealterten Schmierstoffs sind Farbveränderungen und ein charakteristischer, verbrannter Geruch. Darüber hinaus kommt es im fortgeschrittenen Stadium zu einem spürbaren Anstieg der Viskosität sowie vermehrt zu Korrosionserscheinungen infolge saurer Oxidationsprodukte. [63]

Je nach Umgebungsbedingungen und dominierendem Mechanismus kann in diesem Zusammenhang zwischen thermisch, hydrolytisch oder thermooxidativ geprägten Alterungsprozessen unterschieden werden [326]. Arbeitet ein Schmierstoff unter Luft- und Wasserabschluss wie es zum Beispiel in einem hydraulischen System der Fall ist, so ist allein die thermische Stabilität von Bedeutung. Wenn die Gegenwart von Wasser im System nicht ausgeschlossen werden kann, ist die hydrolytische Stabilität maßgebend. Da Wälzlagerschmierstoffe im Normalfall bei erhöhten Betriebstemperaturen mit der sauerstoffhaltigen Atmosphäre in Kontakt kommen, ist wie bei den meisten Schmieranwendungen die thermoxidative Stabilität entscheidend [169].

Bei der thermooxidativen Alterung wird durch die Kombination aus erhöhter Temperatur und dem Sauerstoffanteil der Umgebungsluft der sogenannte Autoxidationprozess von Kohlenwasserstoffen ausgelöst. Dabei handelt sich um eine Reihe nacheinander ablaufender Radikal- und Gleichgewichtsreaktionen, die irreversibel zum Anstieg der Viskosität und zur Bildung korrosiver Spezies im Öl führen [443]. Mit Fortschreiten des Alterungsprozesses wird die Funktionalität des Schmierstoffs zunehmend beeinträchtigt und es kann in der Folge zur Entstehung unlöslicher Schlämme und Ablagerungen kommen, die die korrekte Funktion des Tribosystems erschweren und einen sicheren Betrieb der Maschine gefährden. Die der thermooxidativen Alterung zugrunde liegenden Abläufe und Reaktionsmechanismen werden in Abschnitt 2.6.1 detailliert beschrieben.

Um eine möglichst hohe Lebenserwartung von Anwendung und Schmierstoff zu gewährleisten, ist es wichtig die Oxidationsprozesse zu verlangsamen bzw. deren Auswirkungen auf das geschmierte System zu begrenzen. Daher werden Basisöl und Zusatzstoffe eines Schmierstoffs je nach Einsatzzweck und -umgebung gezielt ausgewählt und zusätzlich mit einer Reihe spezieller Additive versetzt, um die gewünschte Alterungsbeständigkeit zu erzielen. Zu dieser Klasse der sogenannten „stabilizer" oder „deposit control additives" gehören unter anderem die Gruppe der Antioxidantien sowie der Detergent- und Dispersantwirkstoffe. Ihre Aufgabe ist es, den oxidativen Zerfall des Schmierstoffes soweit als möglich zu verhindern und bereits gebildete, schädliche Reaktionsprodukte zu inaktivieren und im Schmierstoffkern zu binden. [331]

Da mit fortschreitender Oxidation zunehmend saure Reaktionsprodukte gebildet werden, kann der Alterungszustand eines Schmierstoffes anhand des Säuregehalts bzw. anhand seiner verbliebenen Neutralisationsfähigkeit beurteilt werden. Die basische Reserve zur Neutralisierung von Säuren wird hierbei vor allem durch die Detergent- und Dispersantwirkstoffe gebildet (siehe Abschnitt 2.6.3). Werden die neutralisierenden Additive in Folge der Alterungsprozesse verbraucht, kann dies anhand der sogenannten Total Base Number (TBN) nachvollzogen werden. Diese mittels Titration bestimmte Kennzahl gibt die verbliebene Neutralisationskapazität des Schmierstoffs in Milligramm KOH-Äquivalente pro Gramm Schmierstoff an. Analog kann auch durch die Titration der Säure mit KOH die Total Acid Number (TAN) bestimmt werden (siehe DIN EN 12634 [5], ASTM D974 [2], ASTM D2896 [1]). Eine hohe TAN zeigt im Normalfall einen gealterten Schmierstoff an und ist daher ein guter Indikator für die verbleibende Lebensdauer eines Schmierstoffs. [401]

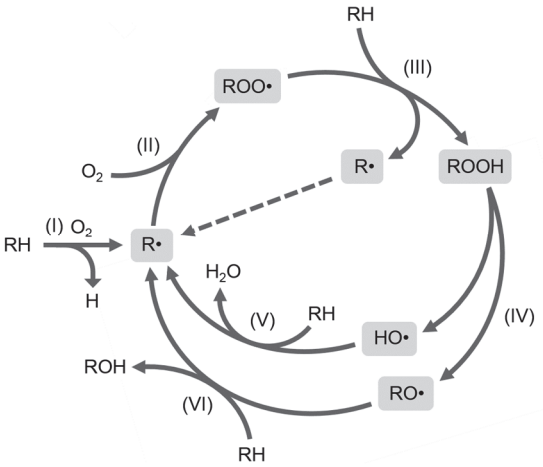
Eine weitere Methode zur Beurteilung des Alterungszustands eines Schmierstoffs ist der Einsatz der Infrarotspektroskopie. Mit Hilfe dieser Technik ist eine Überwachung sowohl der Oxidationsprodukte als auch des Additivabbaus in situ möglich, ohne dass Schmierstoffproben zur Analyse entnommen werden müssen. Weiterführende Informationen zu den Einsatzmöglichkeiten und den physikalischen Grundlagen dieses Messverfahrens sowie eine detaillierte Beschreibung der in dieser Arbeit angewandten Techniken finden sich in Abschnitt 4.2.

2.6.1 Reaktionsmechanismen

Die thermooxidative Alterung von Schmierstoffen, auch Autoxidation genannt, beruht aus chemischer Sicht auf einer über mehrere Stufen

ablaufenden radikalischen Oxidation der Kohlenwasserstoffe. Radikale sind besonders hochreaktive Atome oder Moleküle, die über mindestens ein ungepaartes Elektron verfügen. In chemischen Formeln werden sie daher durch einen Punkt gekennzeichnet (X•), der das freie Elektron darstellt. Radikale reagieren in den allermeisten Fällen kurz nach ihrer Entstehung direkt weiter, was häufig zu Bildung neuer Radikale und unter Umständen zu ganzen Kettenreaktionen führen kann.

Die grundlegenden Prinzipien der Oxidation von Schmierstoffen sind heute gut verstanden und können durch einen einfachen Radikalkettenmechanismus in vier Schritten beschrieben werden [20, 53, 85, 109, 205, 329]. Das Reaktionssystem bestehend aus einer Startreaktion, der Kettenfortpflanzung, einer Kettenverzweigung und Abbruchreaktionen ist in Bild 2.29 dargestellt.



Startreaktion:

$RH \xrightarrow{O_2} R\bullet + H$ (I)

Kettenfortpflanzung:

$R\bullet + O_2 \rightarrow ROO\bullet$ (II)

$ROO\bullet + RH \rightarrow ROOH + R\bullet$ (III)

Kettenverzweigung:

$ROOH \rightarrow RO\bullet + HO\bullet$ (IV)

$RO\bullet + RH \rightarrow ROH + R\bullet$ (V)

$HO\bullet + RH \rightarrow H_2O + R\bullet$ (VI)

Abbruchreaktion:

$R\bullet + R\bullet \rightarrow R\text{-}R$ (VII)

$R\bullet + ROO\bullet \rightarrow ROOR$ (VIII)

$ROO\bullet + ROO\bullet \rightarrow ROOR + O_2$ (IX)

$RO\bullet + R\bullet \rightarrow ROR$ (X)

Bild 2.29: Reaktionsmechanismus der Autoxidation von Schmierstoffen

Die Autoxidation beginnt zumeist an aromatischen Kohlenwasserstoffen oder anderen ungesättigten Strukturen und erfolgt entweder durch die Abspaltung eines H-Atoms oder durch die homolytische Spaltung einer C-C-Bindung [326]. Während der Startreaktion (I) entsteht in Gegenwart von Luftsauerstoff, UV-Strahlung oder mechanischer Scherung aus einem Kohlenwasserstoff (R-H) ein hochreaktives Alkylradikal (R•), das den Ausgangspunkt für die Oxidationskettenreaktion bildet. Obwohl die Reaktion unter Umgebungsbedingungen sehr träge ist, kann die Reaktionsgeschwindigkeit durch Hitze oder die Gegenwart katalytisch wirkender Übergangsmetalle wie Kupfer, Eisen, Nickel, Chrom oder Mangan enorm gesteigert werden [103].

In den folgenden Schritten kommt es zu Kettenfortpflanzungs- und Kettenverzweigungsreaktionen. Neugebildete oder bereits vorhandene Alkylradikale (R•) reagieren zunächst mit Luftsauerstoff zu Peroxyradikalen (ROO•) (II), welche im Anschluss durch die weitere Reaktion mit Kohlenwasserstoffen des Schmierstoffs (III) erneut Alkylradikale bilden und so die Oxidationsreaktion fortsetzen. Die bei dieser Reaktion gleichzeitig entstehenden Hydroperoxide (ROOH) können bei hohen Temperaturen monomolekular in Alkoxyradikale (RO•) und Hydroxylradikale (•OH) zerfallen (IV) und bilden auf diesem Weg die Grundlage der Kettenverzweigung. Beide Spezies führen in Folgereaktionen mit den Kohlenwasserstoffen des Schmierstoffs (V und VI) ihrerseits zur Bildung weiterer Alkylradikale (R•), so dass aus ursprünglich einem Radikal bis zu drei neue entstehen können und sich der Oxidationsprozess mit fortschreitender Reaktionszeit zusätzlich beschleunigt.

Theoretisch läuft der Radikalkettenmechanismus nach dem Start solange weiter, bis entweder kein Sauerstoff oder keine Kohlenwasserstoffe mehr zur Verfügung stehen, es durch die Rekombination von Radikalen zu Abbruchreaktionen (VII-X) kommt oder der Reaktionsmechanismus durch Antioxidantien unterbrochen wird. Nach STUDT [380] sind neben der Reaktion zweier Radikale häufig auch Oberflächenwechselwirkungen, bei denen Valenzelektronen abgegeben oder aufgenommen werden, am Kettenabbruch beteiligt.

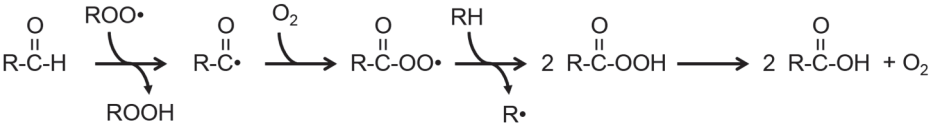


Bild 2.30: Reaktionsmechanismus der zur Bildung von Carbonsäuren führt, nach [103]

Als Folge der Radikalreaktionen kommt es bei niedrigen Temperaturen überwiegend zur Bildung von Alkoholen, Aldehyden, Ketonen, Wasser und Peroxiden im Schmierstoff. Da die Reaktionsprodukte ein ähnliches Molekulargewicht aufweisen wie das Basisöl bleiben sie üblicherweise in Lösung. Bei höheren Temperaturen (> 120 °C) gewinnt der Zerfall der Peroxide zunehmend an Bedeutung. Gleichzeitig können die durch den Alterungsprozess entstandenen Carbonylverbindungen nach dem in Bild 2.30 dargestellten Reaktionsschema zu Carbonsäuren oxidieren. Zusammen mit anderen sauren Reaktionsprodukten und Alkylperoxyradikalen (ROO•) besitzen sie die Tendenz metallische Oberflächen anzugreifen und Korrosion zu verursachen. [63] Die durch die korrosiven Angriffe gebildeten gelösten

Metallsalze können wiederum als Precursor für die Bildung von Schlämmen wirken.

Neben dem kurzfristigen Anstieg der Acidität und einer damit verbunden Beschleunigung des Alterungsprozesses [177] kommt es im weiteren Verlauf zu einem charakteristischen Viskositätsanstieg durch oligomere oder polymere Verbindungen. Die sogenannte Ölverdickung ist auf hochmolekulare, mehrfachungesättigte Carbonylverbindungen zurückzuführen, die infolge von Aldol-Kondensationsreaktionen aus den Aldehyden und Ketonen hervorgehen. Durch fortschreitende Polymerisations- und Kondensationsvorgänge entstehen immer größere Verbindungen. Da es sich bei diesen Alterungsprodukten aufgrund des hohen Sauerstoffanteils im Vergleich zum Umgebungsmedium um relativ polare Substanzen handelt, besitzen sie die Tendenz sich zu separieren. [331] Wird die Löslichkeitsgrenze mit steigendem Molekulargewicht überschritten, beginnen sie sich als harz- oder lackartige Verbindungen an metallischen Bauteiloberflächen abzuscheiden. Langfristig kommt es hierdurch zur Bildung von ölunlöslichen Schlämmen und Ablagerungen, die die Funktionalität und Lebensdauer des geschmierten Systems beeinträchtigen können. [291] Der Mechanismus zur Bildung höher molekularer Spezies durch Aldolkondensation in Gegenwart von Säuren oder Basen ist in Bild 2.31 dargestellt.

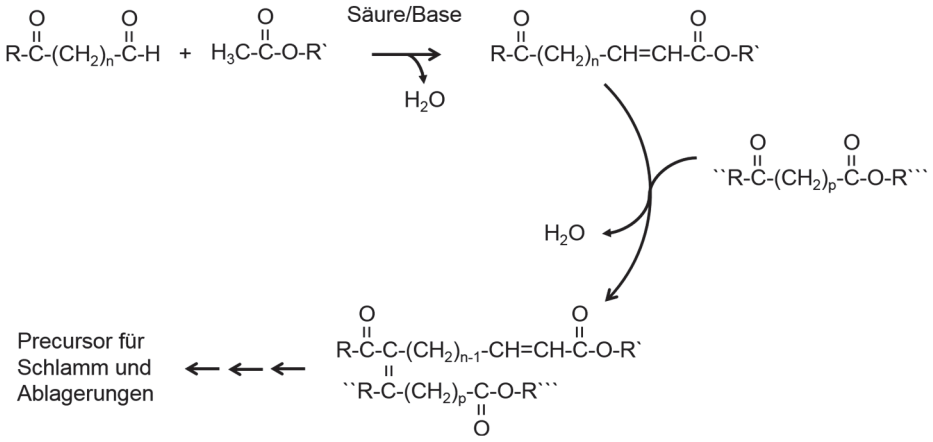


Bild 2.31: Reaktionsmechanismus zur Bildung höhermolekularer chemischer Spezies in Schmierstoffen infolge von Aldolkondensation, nach [103]

Je nach vorliegenden Betriebsbedingungen wie der Schmierstofftemperatur, der Verfügbarkeit von Sauerstoff oder der Gegenwart von Fremdstoffen kann die Lebensdauer eines Schmierstoffs stark variieren. Als Faustregel gilt, dass die Oxidationsprozesse erst ab ca. 60 °C in nennenswertem

Umfang ablaufen und sich ihre Reaktionsgeschwindigkeit bei Temperaturanstieg alle 10 °C verdoppelt [401]. Darüber hinaus wirkt sich die Gegenwart katalytisch wirkender Substanzen wie einiger Alterungsprodukte, blanker Metalloberflächen, Verschleißpartikel oder durch Verschleiß freigesetzte Metallionen besonders stark auf die Autoxidationsprozesse aus. Gerade die entscheidenden Reaktionsschritte zur Entstehung von Radikalen können bereits durch Spuren von Übergangsmetallen wie Kupfer, Eisen, Chrom oder Nickel katalysiert werden, so dass sie bereits bei erheblich geringeren Temperaturen ablaufen. [103, 109] Bild 2.32 zeigt einen einfachen Redoxmechanismus, über den die für den Alterungsprozess besonders wichtige Startreaktion und der Hydroperoxidzerfall drastisch beschleunigt werden können. Die katalytisch wirksamen Metalle (Me) können hierbei in unterschiedlichen Oxidationsstufen auftreten.

Metallkatalysierte Startreaktion:	**Metallkatalysierter Hydroperoxidzerfall:**
$Me^{(n+1)+} + RH \rightarrow Me^{n+} + H^+ + R\bullet$	$Me^{(n+1)+} + ROOH \rightarrow Me^{n+} + H^+ + ROO\bullet$
$Me^{n+} + O_2 \rightarrow Me^{(n+1)+} + O_2^-$	$Me^{n+} + ROOH \rightarrow Me^{(n+1)+} + OH^- + RO\bullet$

Bild 2.32: Reaktionsmechanismen in Gegenwart katalytisch wirkender Übergangsmetalle

Die genaue Rolle der metallischen Katalyse in der Schmierstoffoxidation ist extrem komplex und bis heute nur in ihren Grundzügen verstanden. Bisher ist bekannt, dass sowohl homogene als auch heterogene Katalyseschritte beteiligt sind und dass einige der Reaktionswege über öllösliche Carbonsäure-Metall-Komplexverbindungen verlaufen [205]. Jedoch sind die molekularen Spezies in Schmierstoffen derart vielfältig, dass es unzählige mögliche Isomere und Reaktionswege gibt und die hier beschriebenen Reaktionsmechanismen nur als beispielhaft angesehen werden können. [203]

2.6.2 Antioxidantien

Oxidationsinhibitoren oder auch Antioxidantien genannt sind essentielle Wirkstoffe, die den Alterungsprozess von Schmierstoffen verhindern bzw. stark verzögern können, indem sie den Ablauf des Autoxidationsmechanismus entweder hemmen oder vollständig unterbrechen. Natürliche Antioxidantien können je nach Herkunft des Rohöls und anschließender Verarbeitung bereits in mineralischen Basisölen enthalten sein oder während des Alterungsprozesses aus natürlichen Komponenten gebildet werden (Autoinhibierung). Da es sich bei natürlichen Antioxidantien jedoch häufig um aromatische Kohlenwasserstoffe, Stickstoff- oder Schwefelverbindungen handelt, werden sie während des Raffinationsprozesses oftmals nahezu

vollständig abgetrennt. [232] Um dennoch einen adäquaten Oxidationsschutz zu erzielen und den Anforderungen moderner Motoren- und Industrieschmierstoffen gerecht zu werden, wurden in der Vergangenheit eine Reihe effektiver Oxidationsinhibitoren entwickelt.

Der gezielte Einsatz von Antioxidantien geht bis in das 19te Jahrhundert zurück. So beschreibt ein britisches Patent aus dem Jahre 1872 bereits ein Verfahren zur Steigerung der Oxidationsstabilität von Mineralölen durch das Erhitzen mit elementarem Schwefel. Mit der zunehmenden Entwicklung und Verbreitung von Verbrennungsmotoren wurde auch die Entwicklung stabilisierender Zusatzstoffe immer wichtiger, da Motoren aufgrund der auftretenden Hitze, der zur Verfügung stehenden metallischen Oberflächen und des unvermeidbaren Eintrags von Fremdstoffen über die Kolbenringe eine ideale Umgebung zur Alterung von Ölen bieten. Heute stehen der Schmierstoffindustrie eine ganze Reihe hochwirksamer Additive zur Verfügung. Die wichtigsten sind Schwefelverbindungen, Schwefel-Stickstoffverbindungen, Schwefel-Phosphorverbindungen, Phosphorverbindungen, aromatische Amine, sterisch gehinderte Phenole, öllösliche Kupfersalze und auf Bor basierende organometallische Verbindungen. [103] Sie können anhand ihrer Wirkungsweise in primäre Antioxidantien, sekundäre Antioxidantien und Metalldesaktivatoren unterschieden werden.

Primäre Antioxidantien zeichnen sich dadurch aus, dass sie den Autoxidationsmechanismus aufhalten, indem sie Radikale aus der Oxidationskette abfangen. Hierzu konkurrieren sie mit den Schmierstoffmolekülen und stellen gezielt Wasserstoffatome für die Reaktion zur Verfügung. Nach dem Transfer entstehen resonanzstabilisierte Inhibitorradikale, die so unreaktiv sind, dass sie den weiteren Oxidationszyklus unterbrechen. Oftmals können durch eine anschließende Oligomerisation oder Folgereaktion mit Peroxiradikalen noch energieärmere Verbindungen gebildet werden. Hauptvertreter dieser Klasse sind sterisch gehinderte Phenole und aromatische Amine. [381]

Die Wirkung **sekundärer Antioxidantien** beruht darauf, dass sie die Kettenverzweigungsreaktion verhindern, indem sie Hydroperoxide in weniger reaktive Alkohole umwandeln. Wie eine Vergleichsstudie von REYES-GAVILAN und ODORISIO [329] zeigt, ist die Wirksamkeit von Peroxidzersetzern in Vergleich zu primären Antioxidantien geringer, da sie die Start- bzw. Kettenfortpflanzungsreaktionen nicht inhibieren können und nur die Kettenverzweigung unterbunden wird. Hauptvertreter dieser Klasse sind Schwefel- und Organophosphorverbindungen [41].

Ein weiterer Weg, die Oxidation von Schmierstoffen zu verlangsamen besteht darin, metallische Verunreinigungen einzuschließen oder ihre katalytischen Fähigkeiten anderweitig zu unterdrücken. Da mit steigender Laufleistung aufgrund abrasiver Vorgänge zunehmend Festkörperpartikel im Schmierstoff zu finden sind, können als Folge von säureinduzierter Korrosion oxidationsfördernde Übergangsmetallionen entstehen [177]. Um diesen unerwünschten katalytischen Einflüssen zu begegnen, werden üblicherweise **Metalldesaktivatoren** zugesetzt. Diese lassen sich nach Wirkort und Funktionsprinzip in Oberflächenpassivatoren und Chelatbildner einteilen [178]. Oberflächenpassivatoren lagern sich an metallischen Oberflächen an und bilden schützende Schichten aus, die den direkten Kontakt der Oberfläche mit Kohlenwasserstoffen oder korrosiv wirkenden Oxidationsprodukten einschränken. Demgegenüber wirken Chelatbildner im Schmierstoffkern. Sie fangen Metallionen ein und formen mit ihnen katalytisch weniger aktive Komplexverbindungen. Beide Mechanismen führen zu einer effektiven Verzögerung durch Übergangsmetalle katalysierter Oxidationsprozesse und sind daher den Antioxidantien zuzurechnen. [67]

Moderne Schmierstoffe enthalten mindestens ein Antioxidans, um den Alterungsprozess zu verzögern. In den meisten Fällen werden jedoch optimal aufeinander abgestimmte Pakete an Hydroperoxidzersetzern und Radikalfängern eingesetzt, um durch die Kombinationen beider Wirkstofftypen eine synergistische Wirkung zu erzielen [380]. Eine Schlüsselkomponente bei der Formulierung von Schmierstoffen sind seit über 60 Jahren Zinkdialkyl(aryl)dithiophosphate. ZDDPs werden in den allermeisten Motor-, Hydraulik- und Getriebeölen sowie in Fetten und anderen Schmierstoffen als multifunktionales Antioxidans und Antiwear-Additiv eingesetzt. ZDDP und seine Zersetzungsprodukte wirken sowohl als primäre als auch als sekundäre Antioxidantien und bilden darüber hinaus auf Stahl verschleißmindernde Oberflächenfilme, die vor den Angriffen von Säuren oder anderer korrosiver Verbindungen schützen. [38, 41, 128] Die Verschleißschutzwirkung und der tribochemische Schichtaufbau in Gegenwart von ZDDPs wird in Abschnitt 2.7 ausführlich behandelt.

2.6.3 Detergent- und Dispersantadditive

Eine der wichtigsten Eigenschaften hochbelasteter Schmierstoffe ist die Fähigkeit, unerwünschte Abbauprodukte, Abrieb und Verschmutzungen zu lösen und langfristig in Lösung zu halten, so dass es nicht zu partikelbezogenen Verschleißerscheinungen, Verklumpungen und der Bildung von Ablagerungen kommt. Diese Solubilisierungsfunktion wird in modernen

Schmierstoffen überwiegend von Detergent- und Dispersantadditiven geleistet. Darüber hinaus wirken viele dieser Wirkstoffe korrosionsinhibierend, da sie entweder über die Fähigkeit verfügen Säuren chemisch zu neutralisieren oder durch die Solubilisierung saurer Komponenten deren korrosive Wirkung herabsetzen [129].

Wie die meisten heute gebräuchlichen Schmierstoffadditive besitzen auch Detergent- und Dispersantwirkstoffe einen amphiphilen Charakter. Das bedeutet, sie enthalten sowohl eine polare Gruppe, die mit Verunreinigungen oder Oberflächen interagieren kann als auch einen oleophilen Kohlenwasserstoffanteil mit einer ausreichenden Anzahl an C-Atomen, um eine gute Löslichkeit im Basisöl zu gewährleisten. [41] Obwohl beide Additivtypen im Allgemeinen eine vergleichbare Funktion erfüllen und zumeist in Verbindung miteinander arbeiten, können sie anhand ihres molekularen Aufbaus unterschieden werden.

Bei **Detergentadditiven** handelt es sich um die Metallsalze organischer Säuren, die in vielen Fällen zusätzlich einen assoziierten Basenanteil enthalten. Die polare Kopfgruppe wird zumeist durch Sulfonate, Phenolate oder Carboxylate gebildet, seltener kommen Salicylate oder Thiophosphatgruppen zum Einsatz. Bei den verknüpften Metallionen handelt es sich üblicherweise um Calcium, Magnesium, Natrium oder Barium. Die genannte Reihenfolge spiegelt hierbei die kommerzielle Verbreitung wider [31]. Bild 2.33 zeigt den Aufbau verschiedener, als Detergentien eingesetzter Metallseifen.

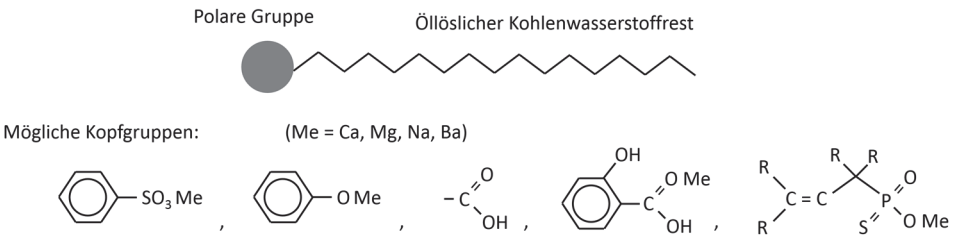


Bild 2.33: Chemischer Aufbau gängiger Detergentadditive, nach [31]

Bei **Dispersantwirkstoffen** besteht die polare Kopfgruppe zumeist aus Polyaminen oder mehrwertigen Alkoholen, die über eine Verbindungsstruktur mit einem größeren unpolaren Kohlenwasserstoffrest verbunden sind. Die Verknüpfung erfolgt in den meisten Fällen über Phenole oder Bernsteinsäureanhydrid (siehe Bild 2.34). Da es sich bei Dispersantadditiven im Unterschied zu Detergentien um metallfreie Verbindungen handelt, können diese bei Verbrennung und anschließender Reaktion mit

Schwefelsäure rückstandsfrei oxidieren[25] und werden daher den aschefreien Additiven zugerechnet.

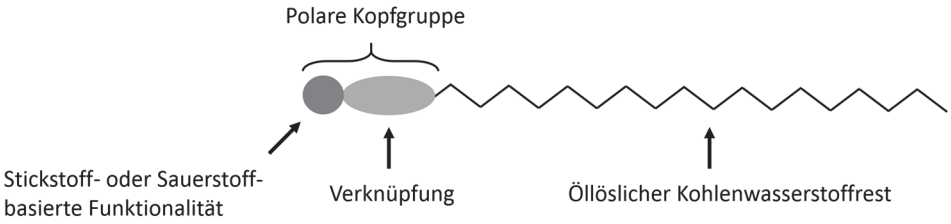


Bild 2.34: Schematischer Aufbau eines Dispersantmoleküls, nach [332]

Die Solubilisierung unerwünschter Oxidationsprodukte oder Verunreinigungen im Schmierstoff erfolgt über den Einschluss der polaren Anteile in inversen Mizellen oder Aggregaten. Solche inversen Mizellen entstehen, indem sich die polaren Kopfgruppen amphiphiler Formulierungsbestandteile wie Detergent- oder Dispersantmoleküle in einem unpolaren Umgebungsmedium wie Mineralöl um einen gemeinsamen Kern orientieren, während die lipophilen Gruppen im unpolaren Umgebungsmedium verbleiben. Der polare Kern kann hierbei entweder durch die polaren Gruppen selbst oder Fremdstoffe gebildet werden. [129, 332] Aufgrund ihrer geringen Größe und des hohen Kohlenwasserstoffanteils der Detergent- oder Dispersantwirkstoffe können die so gebildeten Strukturen leicht im Öl dispergiert und dort solange stabilisiert werden, bis sie mit dem nächsten Schmierstoffwechsel aus dem System ausgetragen werden. Zusätzlich zur Rolle als Lösungsvermittler wirken die den Kern umgebenden Kohlenwasserstoffketten auch als sterische Barriere gegen die weitere Agglomeration von Oxidationsprodukten oder kolloidal verteilter Partikel wie beispielsweise Ruß und verhindern so eine weitere Aggregation und das damit verbundene Ausfallen aus dem Schmierstoff [332]. Bild 2.35 veranschaulicht die Bildung von Mizellen und die Dispergierung von Fremdstoffen durch Detergent- oder Dispersantadditive.

[25] Bestimmung der Sulfatasche ist ein genormtes Prüfverfahren zur Beurteilung des Reinheitsgrades von Frischölen bzw. zur Bestimmung des Anteils metallorganischer Verbindungen. Nach dem Ausglühen der Probe werden leichter flüchtige Oxide mit Hilfe konzentrierter Schwefelsäure in schwer verdampfbare Sulfate überführt. Im Anschluss wird der Aschegehalt gravimetrisch bestimmt (siehe [6, 17, 18]).

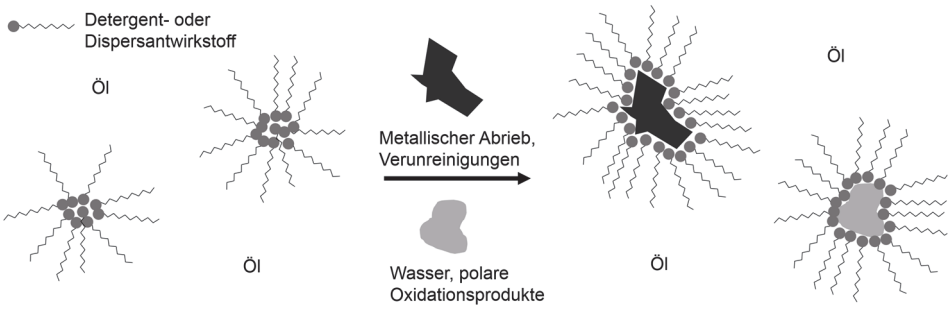


Bild 2.35: Wirkungsweise von Detergent und Dispersantwirkstoffen

Die für die Zusammenlagerung der Mizellen verantwortlichen molekularen Kräfte sind rein physikalischer Natur und überwiegend auf Dipol-Dipol-Wechselwirkungen, VAN-DER-WAALS-kräfte, COULOMB-kräfte oder Wasserstoffbrückenbindungen zurückzuführen. Infolge der relativ schwachen molekularen Bindungen sind die durch Detergent- und Dispersantwirkstoffe gebildeten Molekülkomplexe im Allgemeinen hochdynamisch und tauschen laufend Bestandteile mit ihrer Umgebung aus. Je nach Konzentration, Größe, Dipolmoment und Polarisierbarkeit der Fremdmoleküle, der Polarität des Lösungsmittels sowie Temperatur und Druck können sie verschiedene Formen und Größen annehmen. [129, 266] Dispersantadditive bilden hierbei insgesamt kleinere, weniger rigide Mizellen mit weniger als zehn Molekülen während Detergentien besser strukturierte, stabilere Komplexe mit bis zu 35 Seifenmolekülen ausbilden [208, 223, 404]. Da Dispersantwirkstoffe im Vergleich zum organischen Anteil eines Detergents ein bis zu 15-fach höheres Molekulargewicht aufweisen, sind sie bei der Suspendierung und physikalischen Inaktivierung von Verunreinigungen generell effektiver. Gerade bei niedrigen Temperaturen zeigen sie im Allgemeinen eine stärker ausgeprägte Neutralisations- und Reinigungswirkung und verfügen somit über leichte Vorteile gegenüber Detergentien. [129]

Wie eingangs erwähnt verfügen manche Detergent- und Dispersantwirkstoffe zusätzlich zur lösungsvermittelnden Wirkung auch über die Fähigkeit, mineralische oder organische Säuren, die zu Korrosion und verstärkter Ölalterung führen, durch die Bildung unschädlicher Salze zu neutralisieren. Bei Dispersantadditiven wird diese Basenkapazität durch die polare Kopfgruppe realisiert. Hierbei verfügen jedoch nur amid- oder imidfunktionalisierte Moleküle über diese Funktion während esterbasierte Dispersantadditive keine Basenwirkung aufweisen. [332]

Bei den Detergentadditiven entscheidet das stöchiometrische Verhältnis der Edukte während der Synthese darüber, ob es sich um neutrale oder basische Wirkstoffe handelt. Die grenzflächenaktiven Metallsalze werden

zumeist durch die Reaktion einer organischen Säure mit einer metallischen Base, üblicherweise MeO, MeOH oder $MeCO_3$, in Gegenwart von CO_2 hergestellt. Wird bei der Produktion ein hoher Überschuss an Base eingesetzt, können gezielt sogenannte überbasische Detergentien mit hoher Basenkapazität hergestellt werden. Bei diesen überbasischen Reagenzien handelt es sich im eigentlichen Sinn um kolloidale Dispersionen der anorganischen Base, zumeist Erdalkalihydroxide (MeOH) und Carbonate ($MeCO_3$), die durch die während der Reaktion erzeugten Metallseifen im unpolaren Umgebungsmedium stabilisiert werden. Die ursprünglich im Grundöl unlösliche Base liegt nun in amorpher Form im sphärischen Kern vor, während die assoziierten Seifen als Deckreagenz fungieren, um eine weitere Koaleszenz zu verhindern und die gebildeten Partikel in Lösung halten. [140, 152] Der Durchmesser des Feststoffkerns bewegt sich üblicherweise in einem Bereich zwischen 2,5 nm und 3,5 nm, wobei die Partikelgröße mit steigender Basenkapazität leicht zunimmt [31]. Bild 2.36 zeigt beispielhaft den Aufbau eines überbasischen Calciumsulfonates.

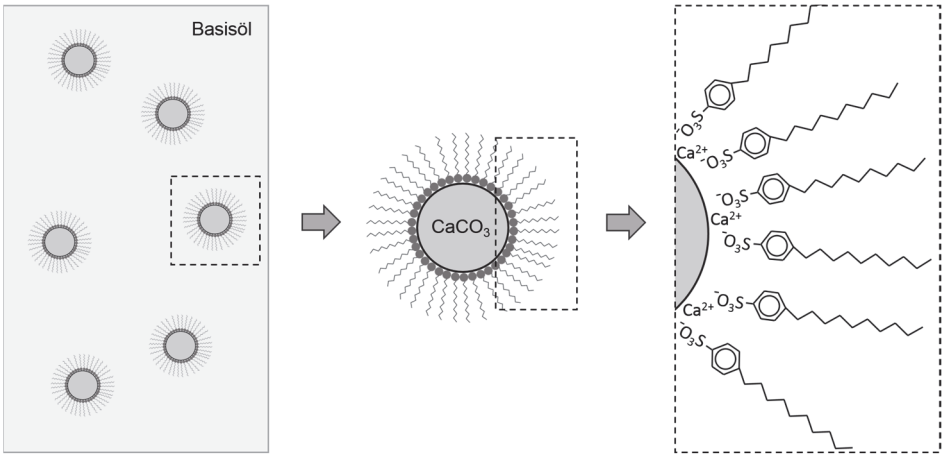


Bild 2.36: Aufbau eines überbasischen Calciumsulfonat-Additivs, nach [88]

Solche überbasischen Detergentien werden bereits seit den 1950er Jahren erfolgreich als Schmierstoffadditive eingesetzt. Obwohl sie einen hohen funktionalen Feststoffanteil (metallische Base) enthalten, erscheinen sie wie neutralbasische Additivsysteme als optisch transparente Flüssigkeit und bleiben über Jahre hinweg stabil [31]. Kommt es in Gegenwart von Säuren zu Neutralisationsreaktionen, so verbleiben die entstehenden Salze in den Mizellen und werden in den Kern eingelagert. Säuren die für eine Neutralisationsreaktion zu schwach sind, werden lediglich in den Aggregaten solubilisiert oder durch die Bildung von Co-Mizellen eingebunden, so dass

sie bei Aufbruch der Mizellen erneut metallische Oberflächen angreifen und zu Korrosion führen können [129, 209]. Überbasische Detergentien können anhand ihres Metallverhältnisses, dem Anteil an der Sulfatasche, dem Seifengehalt oder anhand ihrer Basenkapazität über die TBN charakterisiert werden [331]. Bei neutralen Detergentien bewegt sie sich im Bereich kleiner 30, während für überbasischen Additive zumeist Werte zwischen 200 und 500 angegeben werden.

Heutzutage bilden Detergent und Dispersantadditive mit ca. 40 % bis 50 % den größten Anteil der weltweiten Additivproduktion. Besonders bei der Formulierung von Motorölen spielen sie eine entscheidende Rolle, da während des Betriebs laufend Verbrennungsrückstände wie Ruß, mineralische Säuren (NO_x, SO_x), Hydroperoxide und freie Radikale am Kolbenring vorbei in den Schmierstoffkreislauf eingetragen werden. Es bedarf daher hoher Neutralisationskapazitäten und guter lösungsvermittelnder Eigenschaften, um einen Verbrennungsmotor dauerhaft frei von Ablagerungen zu halten und eine hohe Lebensdauer des Schmierstoffs zu gewährleisten. [331, 382, 395] Obwohl sie hauptsächlich für den Einsatz in Verbrennungsmotoren entwickelt wurden, besitzen überbasische Calciumsulfonate in der Schmierstoffindustrie eine besonders weite Verbreitung. [307] Heute stellen sie rund 65 % des gesamten Detergentmarktes, gefolgt von den Phenaten mit 31 %. Neben ihrem Einsatz in Motoröl finden sie auch in den verschiedensten Hydraulik- und Getriebeölen sowie in Industrieschmierstoffen aller Art Anwendung. Hierbei werden sie oft weniger wegen ihrer Eigenschaft als Detergens, denn als Korrosionsinhibitor, EP/AW-Additiv oder aufgrund ihrer reibungsstabilisierenden Wirkung eingesetzt [152, 181]. Moderne Schmierstoffzusammensetzungen mit ihren Additivpaketen stellen daher häufig komplexe kolloidale Systeme dar, die auch als flüssige Nanokompositsysteme angesehen werden können.

2.7 Tribochemischer Schichtaufbau

Während des Betriebes besteht die Hauptaufgabe des Schmierstoffes darin, den Kontakt der Reibkörper durch den Aufbau eines tragfähigen Schmierfilms so weit als möglich zu reduzieren. Ist eine vollständige Trennung der Oberflächen aufgrund eines zu dünnen Schmierfilmes nicht mehr gewährleistet, so wird das Reibungs- und Verschleißverhalten des Systems zunehmend von oberflächenaktiven Schmierstoffbestandteilen und der Ausbildung schützender Grenzschichten bestimmt. Neben natürlich vorkommenden Rohölkomponenten, die während des Raffinationsprozesses mineralischer Basisöle nicht abgetrennt wurden, handelt es sich bei den

oberflächenaktiven Substanzen zumeist um nachträglich zugegebene Wirkstoffe (siehe Abschnitt 2.3.1), die infolge chemischer oder physikalischer Prozesse Schichten auf den Oberflächen der Reibkörper ausbilden. Zu deren wichtigsten Vertretern gehören Korrosionsinhibitoren, Metalldesaktivatoren, Detergentien, EP-Additive, Verschleißschutzzusätze und Reibungsminderer. Bild 2.37 gibt einen Überblick über die an der Ausbildung von Grenzschichten beteiligten Additivgruppen sowie potenzielle Wechselwirkungen der verschiedenen Additiv-Stoffklassen untereinander.

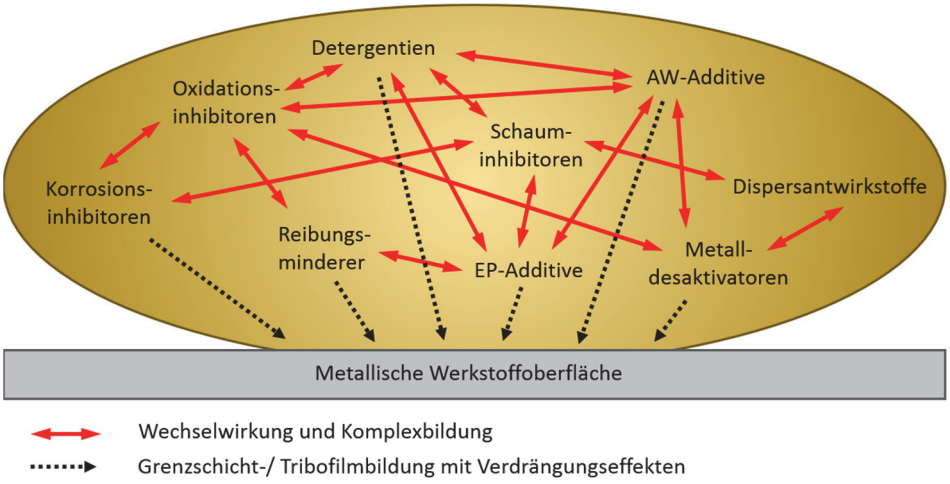


Bild 2.37: Gegenseitige Wechselwirkung und Konkurrenz verschiedener Schmierstoffadditive um die aktive Metalloberfläche in einem Tribokontakt, nach [385]

Da die Wirkung von Korrosionsinhibitoren, Metalldesaktivatoren und Detergentien bereits in den Abschnitten 2.6.2 und 2.6.3 behandelt wurden, konzentriert sich das folgende Kapitel auf die für den Aufbau von Grenzschichten maßgeblichen EP- und AW- sowie reibungsmindernde Additive.

2.7.1 Einsatzbereiche und Funktion schichtbildender Additive

Schutzschichten, die innerhalb eines tribologischen Systems erst unter Belastung erzeugten werden, werden allgemein als Tribo- oder Grenzschichten bezeichnet. Obwohl in den meisten geschmierten Tribosystemen eine ganze Reihe oberflächenaktiver Zusatzstoffe (siehe Bild 2.37) um die Kontaktoberflächen konkurrieren, werden ihr Aufbau sowie ihre reibungs- und verschleißmindernden Eigenschaften im Wesentlichen von EP/AW-Additiven und Reibwertminderern bestimmt. Sie bestehen jeweils aus einer fest mit der Metalloberfläche verbundenen, widerstandsfähigen inneren

tribologischen Schicht, die infolge chemischer bzw. tribochemischer Reaktionen oberflächenaktiver Additive mit dem Grundmaterial gebildet wird und einer flexibleren äußeren Schicht, die sich hauptsächlich aus physikalisch adsorbierten Additivmolekülen zusammensetzt (siehe Bild 2.38). Die vorwiegend aus EP- und AW-Additiven gebildete innere Schicht fungiert hierbei als semiplastische Schutzhülle, die unter hoher mechanischer Belastung, beispielsweise bei Einlaufvorgängen oder während des Betriebs mit extrem dünnen Schmierfilmen, anstatt der eigentlichen Werkstoffoberfläche beansprucht wird. Sie kann einen direkten Kontakt des Grundmaterials unter Misch- oder Grenzreibungsbedingungen verhindern und wird in Gegenwart entsprechender Additive immer wieder regeneriert oder neu ausgebildet. Demgegenüber tragen die äußeren Adsorptionsschichten insgesamt nur wenig zum Verschleißschutz bei. [66, 225] Da viele der angelagerten Moleküle jedoch über unpolare Alkylketten verfügen, die sich infolge ihrer hydrophoben Eigenschaften senkrecht zur Oberfläche ausrichten, kann die äußere tribologische Schicht die Reibungszahl des Gesamtsystems über den sogenannten Bürsteneffekt[26] spürbar beeinflussen [225, 312, 432]. Darüber hinaus ermöglichen sie mit Hilfe ihrer Alkylketten die weitere Anlagerung unpolarer Additive und Grundölmoleküle.

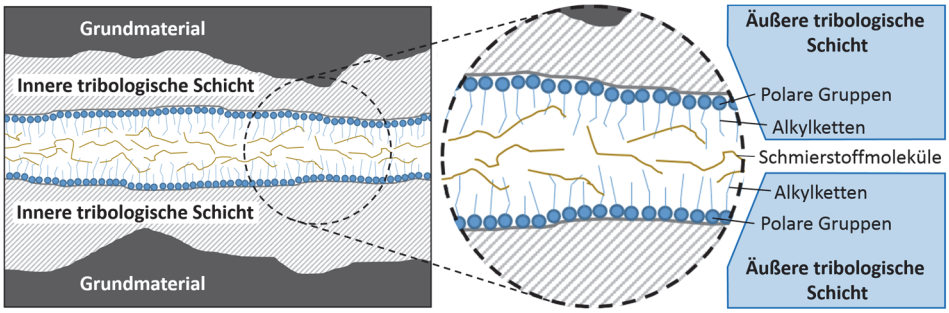


Bild 2.38: Schematischer Aufbau der Grenzschichten eines Tribokontaktes, nach [432]

Da EP/AW-Filme im Unterschied zur äußeren tribologischen Schicht überwiegend chemisch an die Metalloberfläche gebunden sind und infolge ihrer hohen mechanischen Stabilität nur sehr schwer abgeschert werden können, ergibt sich während ihrer Beanspruchung zumeist eine erhöhte Reibungszahl. Reibungsmindernde Additive zeichnen sich hingegen durch schwer komprimierbare geordnete Felder multimolekularer Adsorptionsschichten aus, deren äußere Bereiche sich sehr leicht scheren lassen und so

[26] Bürsteneffekte entstehen durch die Ausbildung hydrophober Doppelschichtstrukturen.

zu einer niedrigeren Reibungszahl führen. Im Folgenden werden die einzelnen Wirkstoffklassen näher beschrieben.

Bei **Reibungsminderern** handelt es sich im Normalfall um lange dünne Moleküle, die aus einer langen Kohlenwasserstoffkette mit mindestens zehn C-Atomen und einer polaren Kopfgruppe bestehen. Sie bilden überwiegend leicht scherbare, lose haftende Adsorptionsschichten an der Feststoffoberfläche aus. Nur wenige reibmindernde Wirkstoffe können an der Grenzfläche auch echte Reaktionsschichten bilden. Sie unterscheiden sich von den AW-Additiven hauptsächlich durch ihre milden Reaktionsbedingungen (Temperatur, Druck). Typische Vertreter sind Carbonsäuren, Amide, Imide und Amine, Phosphor und Phosphonsäuren und deren Derivate. Auch organische Polymere wie beispielsweise Methacrylate können als Reibminderer eingesetzt werden. [41, 225] Bild 2.39 verdeutlicht die reibungsmindernde Wirkung polarer Adsorptionsschichten unter Schereinwirkung.

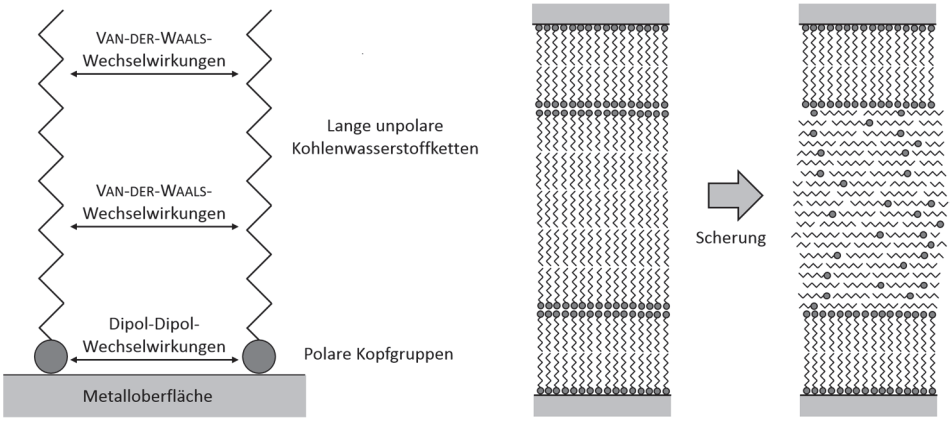


Bild 2.39: Ausbildung schwach adsorbierter Schichten an der Kontaktoberfläche (links), schematische Darstellung der reibmindernden Wirkung infolge leichter Scherbarkeit (rechts), nach [21, 225]

Die Unterscheidung von EP- und AW-Additiven erfolgt hauptsächlich über ihren Einsatzbereich. Während AW-Additive überwiegend bei niedrigen und mittleren Lasten verschleißmindernd wirken, steigern Extreme Pressure-Additive das Lasttragevermögen unter Extrembedingungen (Grenzreibung) indem sie Kaltverschweißungen und Fressvorgänge verhindern.

Bei **AW-Additiven** wird im Allgemeinen davon ausgegangen, dass diese zunächst einen physikalisch adsorbierten Film ausbilden, welcher im Anschluss unter dem Einfluss von Rauheitskontakten infolge der steigenden Temperaturen und Drücke zunehmend in eine chemisch gebundene

Schicht umgewandelt wird. Üblicherweise werden hierbei neutrale organische Phoshate und Phosphite als Verschleißschutz eingesetzt. Die diesbezüglich mit Abstand wichtigste Stoffgruppe stellen die Zinkdialkyl(aryl)-dithiophosphate (siehe Abschnitt 2.7.2), deutlich seltener kommen Calcium-, Barium- oder Cadmiumverbindungen sowie Dithiocarbamate und Molybdänverbindungen zum Einsatz. [43, 312]

Im Unterschied dazu binden **EP-Additive** vorwiegend durch Chemisorption direkt an der Oberfläche und entwickeln ihre Schutzwirkung infolge von Zerfallsprozessen unter hohem Druck und hohen Temperaturen. Hierbei kommen zumeist Schwefelverbindungen (organische Sulfide, Thiophosphate, Thiocarbonate), Phosphorverbindungen (Phosphorsäureester, Phosphine, Phosphone) oder Chlorverbindungen (Alkyl- und Arylchloride, Chlorsilikone, polymere Alkane und Alkene) zum Einsatz. Da viele AW-Additive über milde EP- oder reibmindernde Eigenschaften verfügen und EP-Additive auch unter milderen Bedingungen verschleißmindernd wirken können, ist eine eindeutige Unterscheidung der verschiedenen Wirkstoffklassen in der Praxis kaum möglich. [41, 312] Tabelle 2.3 gibt einen Überblick über die Wirksamkeit verschiedener Stoffgruppen als EP-, AW- oder reibungsmindernde Additive.

Tabelle 2.3: Einteilung verschiedener chemischer Komponenten hinsichtlich ihrer Wirkung als Reibungsminderer, Verschleißschutz- und EP-Additive, (niedrige Zahl entspricht hoher Eignung), nach [312]

Additive	Reibungs-minderer	AW-Additive	EP-Additive
Natürliche Öle und Fette	1	4	5
Langkettige Fettsäuren, Amine und Alkohole	1	4	5
Organo-Molybdän-Verbindungen	1	2	4
Synthetische Ester	2	3	4
Organo-Schwefel-Verbindungen	2	2	3
ZDDP	3	1	3
Phosphor-Verbindungen	3	1	2
Schwefel-Verbindungen	4	3	1
Chlor-Verbindungen	5	4	1

Da alle oberflächenaktiven Additive physikalisch oder chemisch mit der Metall- bzw. Oxidoberfläche interagieren, wird ihre Aktivität maßgeblich durch die Temperatur des Kontaktes bestimmt. Je nach Polarität des Moleküls und dem Einfluss der zur Verfügung stehenden Oberflächenenergie kann es bereits bei Umgebungstemperatur oder erst bei wesentlich höheren Temperaturen zu physikalischer Adsorption kommen. Je geringer die

Oberflächenenergie desto stabiler und stärker ist im Allgemeinen die Adsorption auf der Oberfläche und somit auch die Wahrscheinlichkeit, dass das Molekül an Ort und Stelle bleibt, um mögliche chemische Reaktionen einzugehen. Additive wie z. B. Reibungsminderer, die nur schwach an die Oberfläche gebunden werden, können daher bei Temperaturanstieg relativ leicht desorbieren und stehen dann nicht mehr zur Reibungs- oder Verschleißminderung zur Verfügung. Demgegenüber steigt die Oberflächenreaktivität anderer Stoffe, beispielsweise vieler EP/AW-Additive, mit steigender Temperatur erst soweit an, dass es überhaupt zu chemischen Prozessen kommen kann. Da die Oberflächentemperatur sehr lastabhängig und jedes Additiv in einem anderem Temperaturbereich aktiv ist, können Wirkstoffe, die bei hohen Lasten effektiv sind, bei niedrigen Lasten nahezu unwirksam sein und umgekehrt. Daher werden Additive fast immer in speziell aufeinander abgestimmten Kombinationen eingesetzt, die den wirksamen Temperaturbereich erweitern. [41, 312] Bild 2.40 verdeutlicht die temperaturabhängige Aktivität verschiedener EP/AW-Additivklassen.

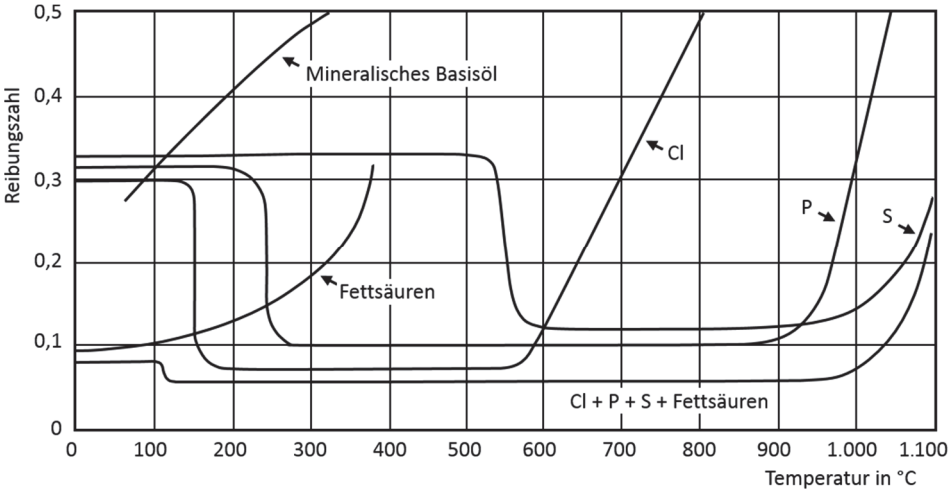


Bild 2.40: Einfluss der Temperatur auf die Aktivität von EP/AW-Additiven, nach [261]

2.7.2 Zinkdialkyldithiophosphate

Die mit Abstand effektivste und am weitesten verbreitete Klasse schichtbildender Zusatzstoffe stellen die Zinkdialkyl(aryl)dithiophosphate [297]. Obwohl bereits in den 1940er Jahren von FREULER für die Union Oil Company of California als Oxidations- und Korrosionsschutz entwickelt und patentiert [131], wurde ihr Verschleißschutzpotential erst Mitte der 1950er Jahre erkannt [369]. Da Zinkdialkyldithiophosphate sowohl über exzellente AW- und milde EP-Eigenschaften als auch über eine ausgeprägte oxidations- und korrosionsinhibierende Wirkung verfügen (siehe Abschnitt 2.6.2) werden sie bis heute vielfach als preisgünstige, multifunktionale Additive in Motor-, Hydraulik- und Getriebeölen, Fetten sowie vielen anderen Schmierstoffklassen eingesetzt. [38, 276]

ZDDP-Moleküle sind organometallische Verbindungen mit vier Schwefel-Atomen, die sich tetrahedral um ein zentrales sp^3-hybridisiertes Zinkatom anordnen. Auf Basis von RAMAN-spektroskopischen[27] Untersuchungen kann davon ausgegangen werden, dass es sich hierbei um symmetrisch aufgebaute Strukturen mit vier gleichberechtigten Phosphor-Schwefel-Bindungen handelt, um die sich Kohlenwasserstoffreste in Form primärer bzw. sekundärer Alkyl- oder Arylgruppen gruppieren (siehe Bild 2.41). [276] Sie werden durch die Reaktion von Alkoholen mit Phosphorpentasulfid und Zinksalzen gebildet und in der Regel als Gemisch neutraler und basischer Salze eingesetzt [38]. Bei kommerzieller Nutzung als Schmierstoffadditiv kommen überwiegend Verteilungen verschiedener Kettenlängen zum Einsatz, wobei im Allgemeinen erst Spezies ab einer Kettelänge größer fünf Kohlenstoffatomen bei Raumtemperatur in flüssiger Form vorliegen. Je nach Aggregatszustand, Konzentration und Lösungsmittel können die ZDDP-Komplexe hierbei als Monomere, Dimere, Trimere oder Oligomere auftreten. [276] Eine ausführliche Beschreibung der Synthese findet sich in [29, 274, 438].

[27] Unter RAMAN-Spektroskopie versteht man die spektroskopische Analyse der inelastischen Streuung von Licht an Molekülen oder Festkörpern (RAMAN-Streuung). Wie die IR-Spektroskopie zählt sie zu den berührungslosen optischen Messmethoden und kann sowohl zur qualitativen als auch quantitativen Analyse herangezogen werden.

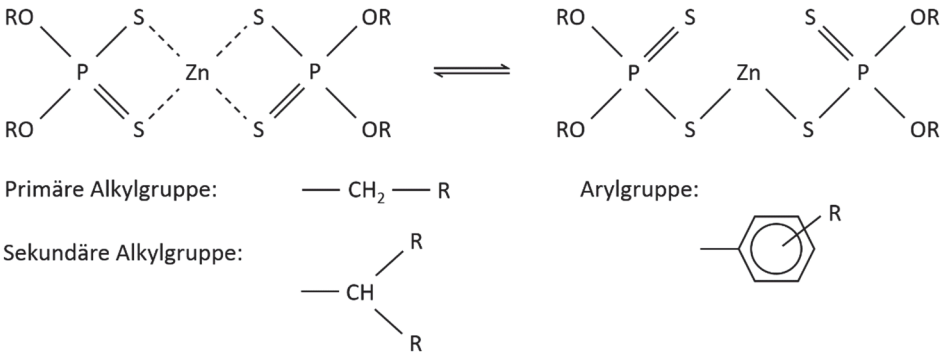


Bild 2.41: Chemischer Aufbau von Zinkdialkyl(aryl)dithiophosphaten

Trotz umfangreicher Untersuchungen sind die Prozesse der Filmbildung und der Wirkung der AW-Filme bis heute nur schlecht verstanden [297], allgemein akzeptiert ist jedoch, dass sich die tribologischen Effekte des ZDDPs hauptsächlich aus der Wirkung seiner Zerfallsprodukte ergeben. Diese erzeugen unter Temperatur- und Druckeinfluss im Kontakt verschleißminimierende Opferfilme, welche infolge von Festkörperkontakten und damit verbundener abrasiver Vorgänge abgetragen und zeitgleich kontinuierlich neu aufgebaut werden. [297, 396, 397] Die zumeist tribochemisch gebildeten Schichten sind chemisch und mechanisch sehr stabil [33] und bestehen je nach eingesetztem Additiv und Reaktionsbedingungen zu unterschiedlichen Anteilen aus Zink, Phosphor, Schwefel und Sauerstoff [25, 32, 50, 90, 212, 337]. Einmal gebildet können sie auch unter Einsatz von Lösungsmitteln nicht mehr rückstandsfrei entfernt werden und sind vielfach mit bloßem Auge auf den Funktionsflächen als blau oder bräunlich schimmernde Schicht erkennbar.

2.7.3 ZDDP-Zerfallsprodukte und Tribofilmaufbau

Der Aufbau eines ZDDP-Tribofilms beginnt zunächst mit der reversiblen Adsorption von ZDDP-Komplexen an der Metalloberfläche. Anschließend kommt es bei steigenden Temperaturen und Drücken zum katalytischen Zerfall sowie zur Ausbildung tribologisch wirksamer Oberflächenschichten. Die dem Zerfall zugrundeliegenden Prozesse sowie die Dicke und Zusammensetzung der resultierenden Tribofilme wurden bereits mit einer Vielzahl unterschiedlichster Methoden wie XPS [50, 75, 84, 167, 315, 368], AES [37, 97, 167, 212, 217, 313], XANES [96, 126, 138, 273, 442], EXAFS [126, 187, 270], EDX [24, 35, 272], IR [23, 284, 315, 335, 337, 428, 429] oder TEM [167, 207, 269] studiert. Die Ergebnisse zeigen, dass die Zersetzungschemie in Mineralöl extrem komplex ist und das Verhalten von ZDDP-haltigen

Additivformulierungen durch Laborversuche nur begrenzt abgebildet werden kann. [38] Im Folgenden werden die wichtigsten Erkenntnisse zum Schichtaufbau zusammengefasst.

Die thermooxidative Zersetzung von ZDDP in Öl beginnt im Allgemeinen erst bei Temperaturen zwischen 150 °C und 250 °C [64, 101, 414]. Die thermische Stabilität wird hierbei maßgeblich von der jeweiligen chemischen Struktur des Moleküls bestimmt, so dass sich Arylverbindungen gegenüber alkylierten ZDDPs generell als stabiler erweisen und primäre Alkylgruppen wiederum zu stabileren Verbindungen führen als sekundäre [134]. Im Zusammenspiel mit metallischen Oberflächen bzw. Tribokontakten können grundsätzlich zwei verschiedene Zerfalls- bzw. Filmbildungsmechanismen unterschieden werden: Thermischer Filmaufbau, der an in Öl eingetauchten Metalloberflächen im erhöhten Temperaturbereich von 120 °C bis 180 °C auftritt und mechanisch induzierte Tribofilme, die bereits ab Raumtemperatur auftreten können und ausschließlich in den auf Reibung beanspruchten Oberflächen eines metallischen Tribokontakts zu finden sind. [149, 306]. Da das thermische Zersetzungsverhalten vergleichsweise einfach im Labor untersucht werden kann ist dieses im Vergleich zum tribochemischen Schichtaufbau deutlich besser verstanden [134]. Zwar konnten LOESER et al. bereits in den 1960er Jahren mit Hilfe von Radionukliden (^{32}P, ^{35}S und ^{65}Zn) nachweisen, dass es sich bei den unter geringen Temperaturen bei Reibbeanspruchung gebildeten Schichten gleichsam um Zerfallsprodukte des Zinkdialkylthiophosphats handelt, jedoch ist bis heute nicht abschließend geklärt, welches Merkmal des Reibvorgangs für den Filmaufbau verantwortlich ist. Im Verdacht stehen tribomechanische oder triboelektrische Faktoren wie Bindungsspaltung infolge hohen Scherstresses oder Exoelektronen sowie das bekannte thermische Zersetzungsverhalten als Folge hoher Blitztemperaturen oder Kontaktdrücke [134]. WILLERMET et al. gehen in diesem Zusammenhang wie die meisten anderen Autoren von einer thermooxidativen Zerfallsroute aus, deren schichtbildende Reaktionsprodukte amorphe Ortho- und Pyrophosphate sind [426].

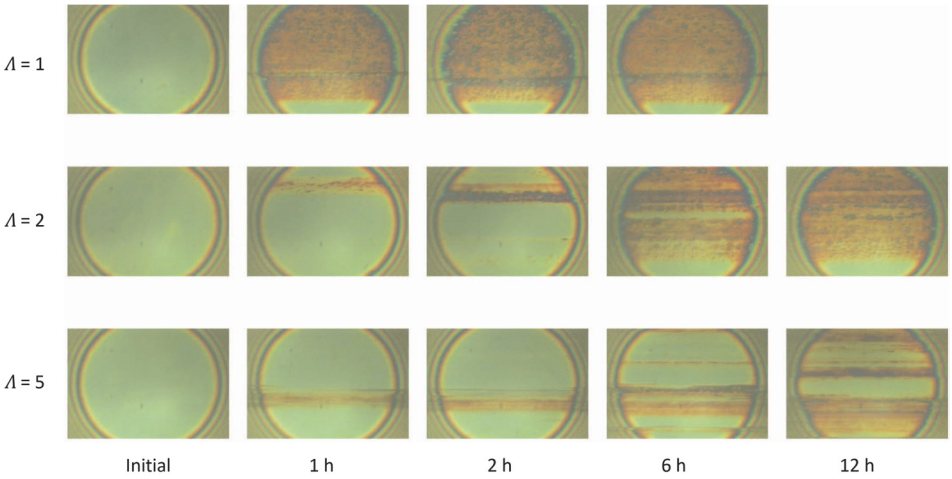


Bild 2.42: Interferenzaufnahmen des ZDDP-Filmaufbaus in Abhängigkeit des Schmierfilmparameters Λ und der Laufzeit bei 80 °C, [134]

Generell gilt, dass der tribochemische Filmaufbauprozess sowohl von der Temperatur als auch vom Anteil der Metall-Metall-Kontakte abhängig ist und die Schichtzusammensetzung und Filmdicke je nach Additiv und Betriebszustand des Systems variieren [276]. FUJITA und SPIKES beobachteten den tribochemischen Schichtaufbau in ZDDP-haltigen Mineralölen mittels Weißlichtinterferometrie und konnten belegen, dass der Filmaufbau bei moderaten Temperaturen maßgeblich vom Grad des Festkörperkontakts abhängt. Bild 2.42 zeigt den ZDDP-Filmaufbau anhand zeitlich gestaffelter Interferenzbilder in Abhängigkeit des Schmierfilmparameters Λ [134]. Während sich bei starker Mischreibung (Λ = 1) bereits nach einer Stunde eine durchgängige ZDDP-Grenzschicht ausbildet, bedarf es unter milden Mischreibungsbedingungen (Λ = 2) bereits 12 Stunden, bis ein vergleichbarer Tribofilm erreicht wird. Im Bereich des Ausklinkpunktes (Λ = 5) konnten im gleichen Zeitraum hingegen keine durchgängigen ZDDP-Filme beobachtet werden, so dass davon auszugehen ist, dass es unter Vollschmierung kaum noch zu Schichtaufbauprozessen kommt. Darüber hinaus zeigten die Versuche, dass in der Kontaktmitte nahezu unabhängig von der Temperatur nach einiger Zeit eine maximale Filmdicke von ca. 80 nm erreicht wird, nachdem sich ein Gleichgewicht zwischen Neubildung und Abtragung der Schicht einstellt. Insgesamt finden sich in der Literatur hinsichtlich der ZDDP-Schichtdicke Angaben in einer Spanne von 20 nm bis zu 1 µm, wobei sich eine allgemeine Tendenz zu dickeren Filmen bei niedrigeren Lasten abzeichnet. [297]

Wie der Schichtaufbauprozess im Einzelnen chemisch abläuft ist noch immer umstritten. Es kann jedoch davon ausgegangen werden, dass oxidative Prozesse mit Sauerstoff oder Peroxiden nach der Adsorption an der Oberfläche zum Zerfall der ZDDP-Komplexe und zur Bildung von Phosphaten und Thionaten führen [297, 427]. Im weiteren Verlauf bildet sich eine feststoffartige Phosphatglasschicht aus amorphen Polyphosphaten, die durch Zink- und Eisenkationen koordiniert wird und mit der Metalloxidoberfläche des Substrats verwachsen ist [33, 46, 297, 426, 430]. Während sich im substratnahen Bereich der Schicht vermehrt Eisen und kurzkettige Polyphosphate nachweisen lassen, finden sich im oberflächennahen Bereich zunehmend langkettigere Verbindungen mit mindestens 20 Phosphatmolekülen und einer steigenden Anzahl organischer Liganden. Die abschließende Deckschicht besteht vermutlich aus größeren Zersetzungsprodukten und unreagiertem ZDDP-Komplexen bzw. anderen oberflächenaktiven Schmierstoffadditiven [276, 442]. Bild 2.43 zeigt den vermuteten Aufbau einer ZDDP-Phosphatglasschicht.

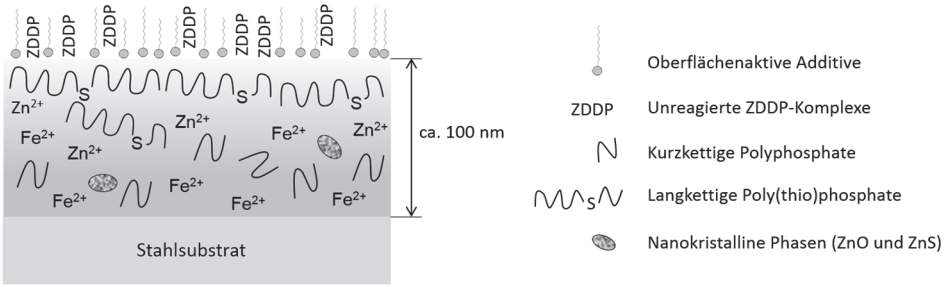


Bild 2.43: Schematische Darstellung der Zusammensetzung aus ZDDP unter Reibbeanspruchung gebildeter Phosphatglasschichten, nach [271]

Das eigentliche Wachstum von ZDDP-Tribofilmen erfolgt nicht, wie üblicherweise angenommen, gleichmäßig durch einen kontinuierlichen Anstieg der Schichtdicke (Bild 2.44a), sondern durch die Ausbildung vereinzelter fleckiger Strukturen, die in der Literatur zumeist als Antiwear-Pads bezeichnet werden [163, 296, 421]. Die einzelnen Pads bilden sich an den Kontaktstellen und können bei einem Durchmesser von 5 µm bis 10 µm bis zu 400 nm von der Oberfläche aufragen [134, 297]. Da sie während des Reibvorgangs die Trennung der Oberflächen aufrechterhalten, minimieren sie den direkten Verschleiß an der Bauteiloberfläche. Bei anhaltendem Festkörperkontakt breiten sie sich in Überroll- bzw. Gleitrichtung aus, so dass sich aus ihnen nach und nach ein geschlossener Oberflächenfilm entwickelt (Bild 2.44b) [396, 397]. In den Tälern zwischen den einzelnen Pads findet sich überwiegend weicheres, plastisch leichter verformbares

Material, von dem angenommen wird, dass es auf Zwischenprodukte oder unreagiertes ZDDP zurückzuführen ist [297]. Im Unterschied zur inhomogenen Morphologie tribochemisch erzeugter Filme bilden sich thermische Filme ohne Pad-Strukturen durch stetiges Wachstum weitgehend gleichförmig aus (siehe Bild 2.44a) [297].

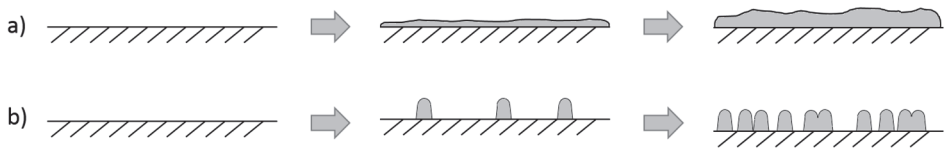


Bild 2.44: Schematische Darstellung des ZDDP-Filmaufbauprozesses bei gleichmäßiger thermischer Schichtausbildung (a) und bei tribochemischer Schichtbildung (b), nach [135]

3 Konzeption und Aufbau des Prüfstands

Wie bereits im Rahmen der Einleitung diskutiert wurde, liegt der hinsichtlich der Ursachen und der Hintergründe von WEC-Schäden noch immer geringe Kenntnisstand unter anderem im bestehenden Mangel an geeigneten Prüfkonzepten begründet. Da die bisherigen Erfahrungen gezeigt haben, dass es äußerst schwierig ist, WEC-Schäden unter realitätsnahen Prüfbedingungen auf existierende Prüfsysteme zu übertragen, wurde ein alternativer Ansatz gewählt und für die geplanten Studien ein von Grund auf neuer Versuchsträger konzipiert. Die gestellten Anforderungen umfassten:

- Die Fähigkeit ohne chemische Vorbehandlung der Prüflager bei Einsatz eines handelsüblichen Schmierstoffs WEC-Schäden zu erzeugen
- Gezielte elektrische Zusatzbelastung der Lager
- Modulares Lagerträgerkonzept, Eignung für verschiedene Lagertypen
- Eignung für Fettschmierung, Ölumlaufschmierung und Ölnebelschmierung
- Hermetisch geschlossenes Gesamtsystem zum Ausschluss von Umwelteinflüssen
- Prüflager optisch zugänglich für Highspeed-Kamera Untersuchungen
- Zugang für Infrarotspektroskopie des Schmierstoffs am Versuchslager
- Exakte Erfassung und Steuerung von Schmierstoff- und Lagertemperaturen zur Schaffung konstanter Bedingungen für infrarotspektroskopische Messungen
- Präzise regelbare Schmierstoffzufuhr bei Ölumlaufschmierung
- Drehzahlspanne bis 5.000 min^{-1}; Abfahren zuvor programmierter Versuchsläufe
- Messdatenerfassung von Drehmoment, Temperatur, Beschleunigung und Axialkraft

Ausgehend von der hohen Anzahl gut dokumentierter WEC-Ausfälle im Zusammenhang mit dem FE-8 Prüfkonzept [40, 130, 202, 251, 385] sowie der Forderung nach einer guten optischen Zugänglichkeit der Prüflager wurde das System als Axiallagerprüfstand ausgelegt. Um unterschiedliche Belastungsfälle zu realisieren, können die beiden Prüflager vor Versuchsstart über Tellerfedern mit einer definierten Last von bis zu 5 kN gegeneinander

vorgespannt und bei variierenden Drehzahlen bis 5.500 min^{-1} gefahren werden. Da das System für eine langfristige, flexible Nutzung konzipiert wurde, besteht die Möglichkeit mit Hilfe wechselbarer Lagerträger verschiedene Lagertypen einzusetzen und diese unter unterschiedlichen Bedingungen (Fett-, Ölumlauf- und Ölnebelschmierung) zu prüfen. Hierbei können sowohl die Prüflager als auch der zugeführte Schmierstoff unabhängig von einander temperiert werden. Da im Rahmen dieser Arbeit jedoch nur ein einziger Lagertyp in Verbindung mit der Ölumlaufschmierung eingesetzt wurde, beschränken sich die weiteren Ausführungen auf die hierfür relevanten Aspekte des Prüfaufbaus.

Anstelle von Axiallagern wurden für die vorgestellten Untersuchungen Radialrillenkugellager vom Typ FAG 6203-C3 (Schaeffler Technologies AG & Co. KG, Herzogenaurach) eingesetzt. Bei den gewählten Prüflagern handelt es sich um eine einfache, weit verbreitete und kostengünstige Bauform bestehend aus Innenring, Außenring, acht Wälzkörpern und einem Käfig, die sowohl für einen fettgeschmierten Einsatz als auch für Einsätze unter Ölschmierung geeignet ist. Der gewählte Lagertyp ist vorwiegend zur Aufnahme radialer Lasten ausgelegt, kann jedoch auch bis zu einem Drittel der möglichen radialen Last axial beansprucht werden.

Da der Prüfstand nicht ausschließlich für die in dieser Arbeit dargestellten Versuche konzipiert, sondern im Rahmen eines weiteren Forschungsprojektes auch für eine Reihe von Experimenten unter Gasdruck genutzt wurde [317], ist der gesamte Versuchsaufbau bis 15 bar druckfest gekapselt und mit einer automatischen Gasdrucksteuerung versehen. Diese hermetisch abgeschlossene Auslegung ermöglicht es, zum einen den Eintrag von Verunreinigungen und unerwünschten Umwelteinflüssen auszuschließen und zum anderen die Anreicherung gasförmiger Komponenten wie beispielsweise Wasserstoff[28] nachzuweisen. Darüber hinaus können infolge des geschlossenen Aufbaus sehr konstante, gut reproduzierbare Versuchsbedingungen gewährleistet werden. Diese sind insbesondere bei der angestrebten in situ FTIR-Spektroskopie sowie beim Abprüfen von Einflussfaktoren auf die WEC-Neigung unerlässlich. Die optische Zugänglichkeit des Prüflagers ist durch ein Sichtfenster an der Stirnseite des Druckbehälters gegeben. Bild 3.1 zeigt den Versuchsträger mit geschlossenem Druckbehälter.

[28] Die meisten Autoren, die sich mit der Entstehung von White Etching Cracks auseinandersetzen gehen davon aus, dass Wasserstoff am WEC-Schadensmechanismus beteiligt ist (siehe Kapitel 7).

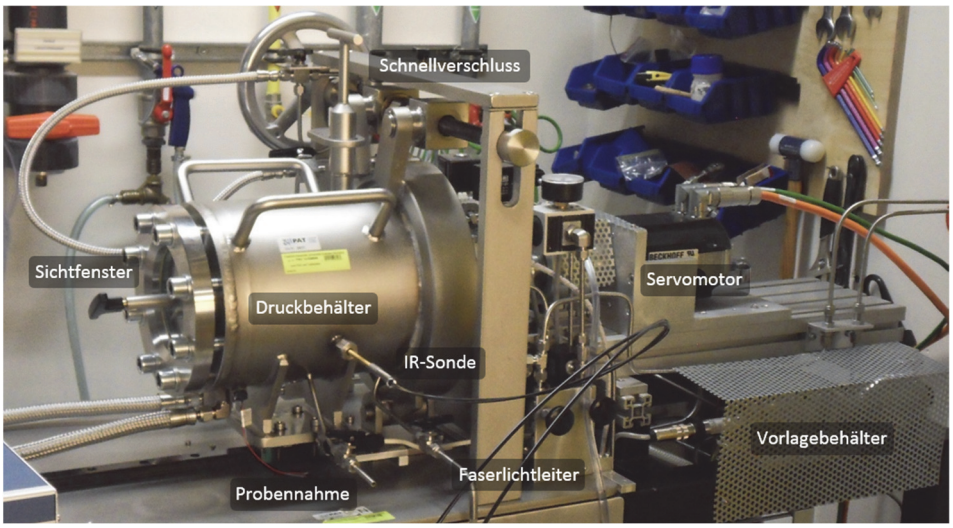


Bild 3.1: Wälzlagerversuchsstand mit Zugang für IR-Spektroskopie am Prüflager

Zur Überwachung und Auswertung der Prüfläufe werden eine Vielzahl an Mess- und Steuergrößen kontinuierlich erfasst. Unter anderem können das resultierende Drehmoment, die Lagertemperaturen, die Axialkraft, sowie axiale und radiale Beschleunigungswerte der Lager ausgewertet und als Abbruchkriterien herangezogen werden. Darüber hinaus kann das Schmiersystem anhand der Messwerte von Volumenstrom, Temperatur, Dichte und Viskosität überwacht werden. Die gesamte Steuerung und Datenerfassung des Systems erfolgt hierbei über eine SPS (Beckhoff Automation GmbH, Verl) sowie eine computergesteuerte Bedienoberfläche auf Basis von TwinCAT2 (Beckhoff Automation GmbH, Verl). Im Folgenden werden die für diese Arbeit relevanten Systeme des Prüfstands vorgestellt und Besonderheiten wie die IR-Messstelle und die elektrische Zusatzbelastung näher erläutert.

3.1 Grundlegender mechanischer Aufbau

Der Aufbau des Prüfsystems sieht vor, dass sich die Lagerinnenringe während des Betriebs drehen, wohingegen die Lageraußenringe zusammen mit dem Heizsystem, den elektrischen Kontakten und der sonstigen Messtechnik im umgebenden Lagerträger stillstehen. Der Antrieb der Lagerwelle erfolgt über eine berührungslose Magnetkupplung mit Hilfe eines Servomotors vom Typ AM 3052 (Beckhoff Automation GmbH, Verl). Zum Ein- und Ausbau des Lagerträgers kann der Deckel des Druckbehälters entriegelt

und auf einer Gleitschiene horizontal verschoben werden, so dass der innere Aufbau des Prüfstands zugänglich ist (siehe Bild 3.2).

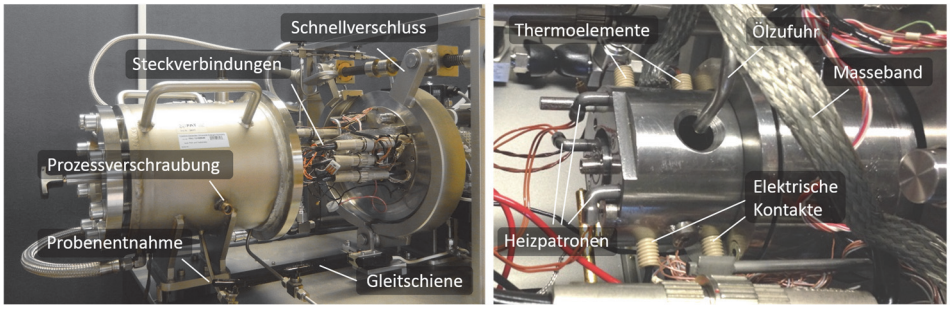
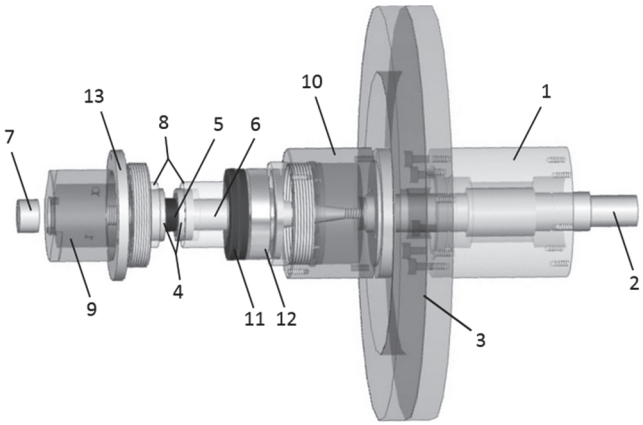


Bild 3.2: Geöffneter Prüfstand (links), Lagerträger (rechts)

Im Innenraum des Druckbehälters wird der Lagerträger über einen Konussitz auf die Antriebswelle montiert. Bild 3.3 zeigt den schematischen Aufbau der Lagereinheit mit Hauptlagerbock (1), Antriebswelle (2) sowie der Flanschverbindung des Druckbehälterschnellverschlusses (3). Auf die Darstellung des eigentlichen Behälters und des restlichen Antriebsstrangs wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet. Vor dem Start jedes Versuchslaufs werden neue Prüflager (4), getrennt durch eine Distanzhülse (5), auf die Lagerwelle (6) montiert und durch eine Abschlussmutter (7) fixiert. Anschließend werden die Lageraußenringe mit Hilfe von Lagerschalen aus PEEK[29] (8) elektrisch gegen das Gehäuse des Lagerträgers (9) isoliert. Bei der folgenden Montage des Schraubdeckels (10) kann die Lagerbelastung eingestellt werden, indem die Prüflager mittels der Tellerfedern (11) definiert gegeneinander vorgespannt werden. Die vom Federpaket ausgeübte Kraft wird über die Lagerschalen auf die Außenringe übertragen und kann während der Montage und des darauffolgenden Versuchslaufs über einen Ringkraftaufnehmer (12) kontinuierlich ausgelesen werden. Abschließend wird die axiale Vorspannung des Systems über einen Sicherungsring (13) fixiert.

[29] Polyetheretherketon (PEEK) ist ein hochtemperaturbeständiger thermoplastischer Kunststoff.



1 Hauptlagerbock
2 Antriebswelle
3 Flanschverbindung des Druckbehälters
4 Prüflager
5 Distanzhülse
6 Lagerwelle
7 Abschlussmutter
8 Lagerschalen
9 Gehäuse des Lagerträgers
10 Schraubdeckel
11 Tellerfedern
12 Ringkraftaufnehmer
13 Sicherungsring

Bild 3.3: Freigestellte Darstellung des Lagerträgers und des Antriebsstrangs

3.2 Aufbau des Schmiersystems

Das Schmiersystem des Prüfstands kann die Lager entweder über eine Druckumlaufschmierung direkt mit Öl versorgen oder den Schmierstoff mit Hilfe einer Zweistoffdüse als Ölnebel bereitstellen. Da für den Einsatz der IR-Spektroskopie am Lager ein Mindestvolumenstrom zur Verfügung stehen muss, der den ATR-Kristall kontinuierlich überströmt, wird im Folgenden nur das in dieser Arbeit eingesetzte Druckumlaufschmiersystem näher erläutert.

Während des Betriebs wird der Schmierstoff aus dem Ölsumpf des Behälters entnommen und mit Hilfe einer Dosierpumpe (Typ mzr-6355, HNP Mikrosysteme GmbH, Schwerin) über einen Vorlagebehälter an die Lager transportiert. Die den Prüflagern zur Verfügung gestellte Ölmenge kann über die eingesetzte Mikrozahnringpumpe exakt eingestellt und mit Hilfe eines Massendurchflussmessers (Typ SITRANS F C MASS 2100 DI 1.5, Siemens AG, München) überwacht werden. Zur Vermeidung schädlicher Verschleißpartikel im System wurden vor der Pumpe Filterelemente mit Maschenweiten von 60 µm bzw. 10 µm installiert, so dass auch nach Eintritt erster Schäden weiterhin eine hohe Sauberkeit des Schmierstoffs gewährleistet werden kann.

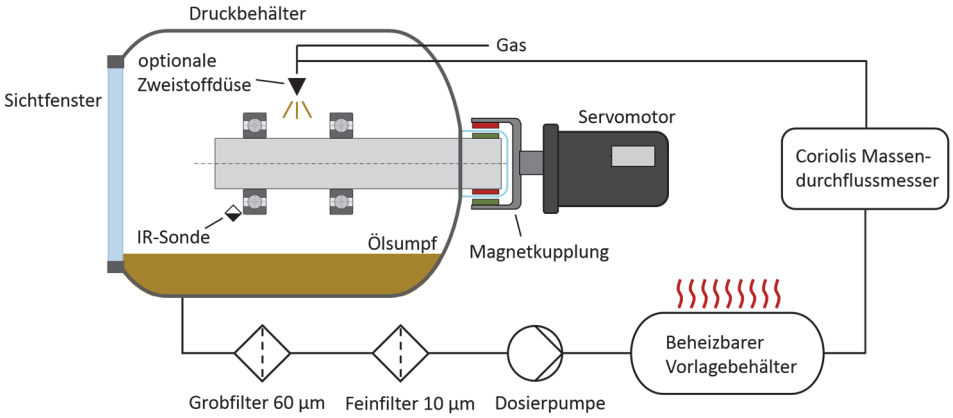


Bild 3.4: Schematische Darstellung des Schmierstoffkreislaufs

Um eine exakte Temperierung des Öls zu ermöglichen wurde der Vorlagebehälter mit einer geregelten Heizmanschette ausgestattet und das schmierstoffführende Rohrleitungssystem des Prüfstands zusätzlich thermisch isoliert. Die computergestützte Bedienoberfläche erlaubt die Regelung der Öltemperatur bis zu einem maximalen Sollwert von 115 °C. Des Weiteren werden unerwünschte Druckschwankungen im Schmierstoffsystem, wie sie beim Auftreten von Gasblasen oder beim Einsatz der Zweistoffdüse auftreten können, durch einen Membrandruckspeicher am Vorlagebehälter kompensiert.

Eine Besonderheit, die diesen Aufbau von bisherigen Prüfkonzepten unterscheidet, ist die Möglichkeit, während des Betriebs Infrarot-Spektren des Schmierstoffs in situ aufzunehmen. Hierfür kann eine ATR-FTIR-Sonde (Infrared fiber sensors, Dr. Lukas Küpper, Aachen) mit Hilfe einer Prozessverschraubung in der Lagerkammer unterhalb des Lagerträgers angebracht werden. Die Sonde befindet sich unmittelbar am Ölaustritt des vorderen Prüflagers, so dass der Schmierstoff direkt nach Verlassen des Wälzkontakts analysiert werden kann. Die direkte räumliche Nähe ist notwendig, da mögliche Reaktionsprodukte oder minimale Veränderungen der Schmierstoffzusammensetzung nach einer Rückvermischung des Öls im Ölsumpf häufig nicht mehr nachgewiesen werden können. Bild 3.5 zeigt den schematischen Aufbau des Lagerträges sowie die Einbauposition der IR-Sonde.

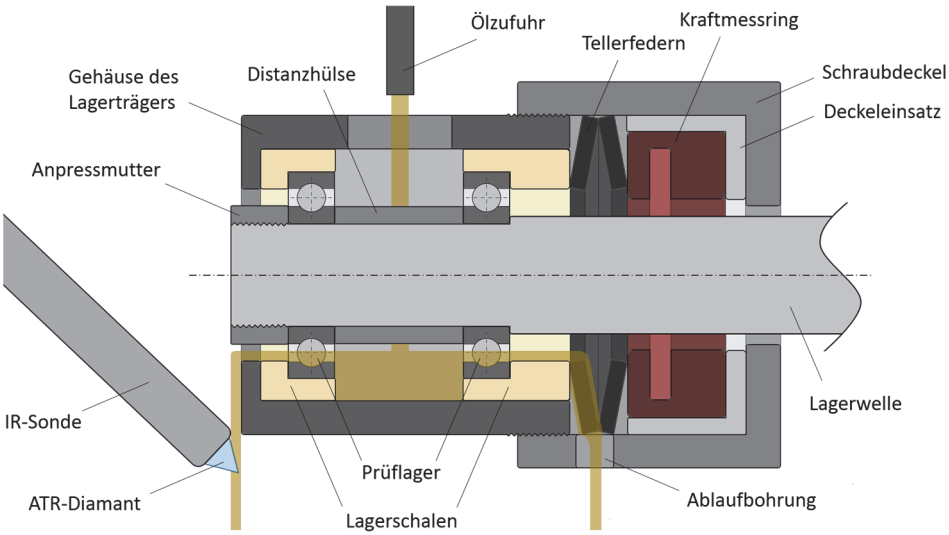


Bild 3.5: Schematische Darstellung des Lagerträgers unter Berücksichtigung des Ölflusses sowie der Position der IR-Sonde

3.3 Elektrische Zusatzbelastung

Analysiert man die aus dem industriellen Einsatz bekannten WEC-Frühausfälle, so ergibt sich eine auffällige Häufung von Schäden an Wälzlagern, die entweder im direkten Umfeld elektrischer Apparate (Motoren, Generatoren etc.) oder in einer Umgebung betrieben wurden, in der es bekanntermaßen verstärkt zu elektrostatischen Aufladungen kommen kann (Windkraftanlagen, Kfz-Lichtmaschinen, Papiermaschinen etc.). Des Weiteren finden sich in der Literatur verschiedene Ansätze, die die künstliche Erzeugung von WEC-Schäden in Zusammenhang mit elektrischen Zusatzbelastungen beschreiben [249, 250, 280] oder bestätigen, dass WEC-Schäden durch das Unterbinden von elektrischen Entladungen infolge statischer Elektrizität, wie sie beispielsweise an Riementrieben auftreten, verhindert werden können [211]. So geben auch LOOS et al. in [248] an, dass mit Elektrostatik und Elektrodynamik zwei der vier „WEC-kritischen“ Betriebszustände bzw. Zusatzbeanspruchungen, unter denen es an Prüfständen des Wälzlagerherstellers Schaeffler zu WEC-Frühausfällen kommen kann, in direktem Zusammenhang mit elektrischen Zusatzbelastungen stehen (siehe Bild 3.6). Geht man weiterhin davon aus, dass es bei den Versuchen mit Bandspannrollen (BSRA-Dynamik) zu elektrostatischen Aufladungen kommt und diese mit der beobachteten WEC-Ermüdung in Verbindung stehen, so lässt sich von allen in Bild 3.6 genannten Prüfkonzepten lediglich beim

FE-8 auf den ersten Blick kein direkter Elektrizitätsbezug ableiten. Eine weiterführende Diskussion des FE-8 Prüfkonzeptes in Hinblick auf die Beteiligung elektrischer Phänomene am WEC-Schadensmechanismus findet sich in Abschnitt 7.2.

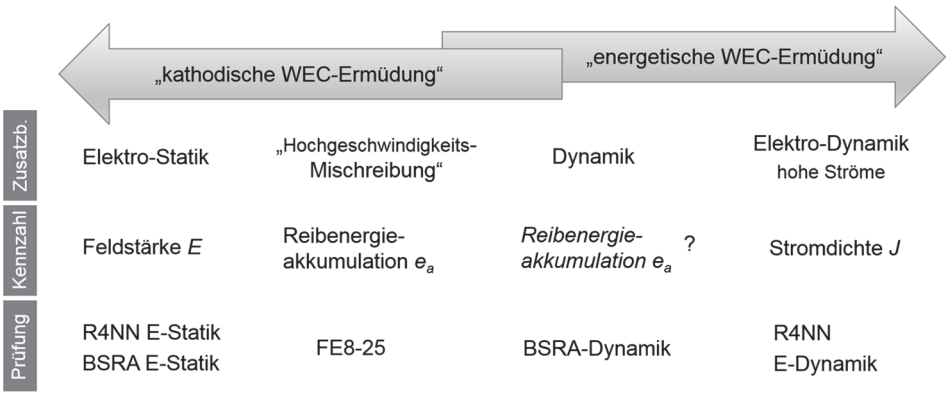


Bild 3.6: Einteilung der „WEC-kritischen“ Betriebszustände bzw. Zusatzbeanspruchungen an Prüfständen des Lagerherstellers Schaeffler, nach [248]

Da ein Hauptaugenmerk bei der Entwicklung des Prüfsystems darauf lag, kontrolliert WEC-Schäden mit handelsüblichen Schmierstoffen ohne eine vorherige Beladung der Prüfkörper mit Wasserstoff zu erzeugen, wurde das System so ausgelegt, dass es eine kontrollierte elektrische Zusatzbelastung der Wälzlager ermöglicht. Das Anlegen elektrischer Potentiale erfolgt hierbei über zwei Kontakte an den Außenringen der Prüflager, die mit einer Gleichstromquelle verbunden sind. Der resultierende Stromkreis wird über die Innenringe und die Lagerwelle geschlossen. Um die bei elektrischen Entladungen im Stromkreis fließenden Ströme zu begrenzen, ist zwischen stirnseitigen Lager und der Stromquelle zusätzlich ein 500 kΩ-Widerstand installiert. Dieser sorgt dafür, dass die maximale Stromstärke einen Wert von 10 µA in der Regel nicht überschreitet (siehe Abschnitt 5.2.1, Bild 5.9). Hinsichtlich der von LOOS et al. getroffenen Einteilung lässt sich das im Rahmen dieser Arbeit eingesetzte Verfahren daher dem Bereich der Elektro-Statik zuordnen. Mit Hilfe der verbauten Messtechnik können während der Versuchsläufe sowohl die am Widerstand als auch die an den Prüflagern abfallende Spannung aufgezeichnet werden. Darüber hinaus besteht die Möglichkeit, den Spannungsverlauf an den Prüflagern mit Hilfe eines Oszilloskops zu verfolgen. Da der Servomotor durch die berührungslose Magnetkupplung von der Antriebswelle elektrisch entkoppelt wird, können störende Einflüsse aus dem Antriebsstrang hierbei ausgeschlossen werden. Bild 3.7 zeigt das Schaltbild der elektrischen Zusatzbelastung.

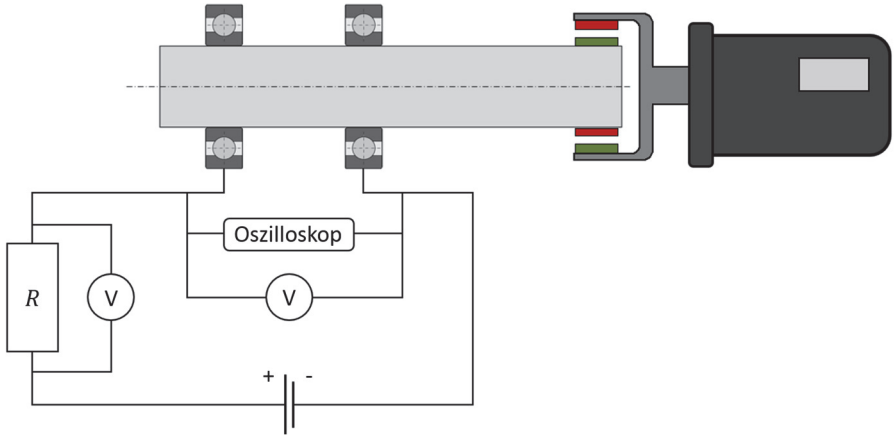


Bild 3.7: Schematische Darstellung des Prüfaufbaus mit Schaltung der künstlichen elektrischen Zusatzbelastung

4 Material und Methoden

Um die in Kapitel 1 definierten Ziele zu erreichen wurden an dem vorgestellten Prüfsystem eine Reihe von Untersuchungen zum Aufbau von Grenzschichten durch schichtbildende Additive sowie zur Ermittlung eines WEC verursachenden Arbeitspunktes durchgeführt. Der allgemeine Versuchsablauf sieht vor, dass zwei fabrikneue Rillenkugellager vom Typ 6203 mit einer definierten Axialkraft gegeneinander vorgespannt und unter kontrollierten Bedingungen gefahren werden bis entweder die angestrebte Solllaufzeit erreicht oder der Versuch infolge zuvor definierter Abbruchkriterien beendet wird. Als Abbruchkriterien dienen hierbei üblicherweise Körperschallgrenzwerte oder ein unerwarteter Temperaturanstieg eines der Prüflager. Im Anschluss an den Prüflauf werden die Lager zerlegt und einer metallografischen Begutachtung unterzogen.

Das Versuchsprogramm umfasste sowohl Testreihen mit als auch ohne zusätzliche Gleichstrombelastung. Darüber hinaus wurden die Art der Bestromung, die Pressung, die Zusammensetzung des Schmierstoffs, die zugeführte Ölmenge sowie das gefahrene Drehzahlprofil variiert. Einige Prüfläufe wurden zur statistischen Absicherung mehrfach wiederholt, während andere aufgrund langer Versuchslaufzeiten und beschränkter Prüfkapazitäten nur einmal durchgeführt werden konnten. Im Folgenden wird ein Überblick über die eingesetzten Prüfflüssigkeiten sowie die angewandten Methoden und Techniken zur in situ FTIR-Spektroskopie, zur Abschätzung des Reibungszustands im Kontakt und zur metallografischen Auswertung der Versuchslager gegeben.

4.1 Auswahl der eingesetzten Schmierstoffe

Im Rahmen dieser Arbeit wurden drei verschiedene Prüfflüssigkeiten zur Schmierung der Lager eingesetzt. Der überwiegende Teil der Versuche wurde mit einem teilsynthetischen Schaltgetriebeöl der Viskositätsklasse 75W-80 durchgeführt von dem bekannt ist, dass es einerseits ein Additivpaket mit Zinkdialkyldithiophosphaten und überbasischen Calciumsulfonaten enthält und andererseits eine erhöhte Neigung zu WEC-Frühausfällen aufweist [114]. Im weiteren Verlauf wird dieser Standardschmierstoff mit der Abkürzung SG1 bezeichnet. Laut Herstellerangaben besitzt SG1 gute Hochdruck- und Verschleißeigenschaften, einen sehr guten Rost- und Korrosionsschutz, eine exzellente Alterungsstabilität sowie schaumverhütende

Eigenschaften. Empfohlen wird es vor allem zur Verwendung in Schaltgetrieben von Bussen und Lastkraftwagen. Tabelle 4.1 fasst die wichtigsten physikalischen Kennwerte des Öls zusammen.

Tabelle 4.1: Physikalische Kennwerte des Schaltgetriebeöls SG1 nach Herstellerangaben

Physikalischer Kennwert	Wert	Einheit
Dichte bei 15 °C	883	kg/m³
Viskosität bei 40 °C	64	mm²/s
Viskosität bei 100 °C	9,5	mm²/s
Viskositätsindex	124	-

Um ein besseres Verständnis für den Einfluss der in SG1 enthaltenen oberflächenaktiven Additive auf die Ausbildung tribochemischer Grenzschichten sowie das Auftreten von WEC-Schäden zu erlangen, wurden des Weiteren Referenzversuche mit einer reinen Polyalphaolefin-Basisölmischung gleicher Viskosität (bei 40 °C) unternommen. Bei Polyalphaolefinen handelt sich um ein typisches synthetisches Basisöl wie es in zahlreichen modernen Schmierstoffformulierungen vorkommt (siehe Abschnitt 2.3.1). Dieser vollständig unlegierte (additivfreie) Schmierstoff wird im weiteren Verlauf der Arbeit als PAO-Mischung bezeichnet.

Darüber hinaus wurde – analog den von SURBORG in [385] als „WEC-fähig" beschriebenen Modellformulierungen – ein weiterer, vereinfachter Schmierstoff mit schichtbildenden EP/AW-Additiven auf Basis der PAO-Basisölmischung erstellt. Hierzu wurden dem PAO je 2 Gew.-% eines kurzkettigen ZDDPs mit primären und sekundären Alkylresten (Additin RC3038, Rheinchemie, Mannheim) und eines überbasischen Calciumsulfonats (Additin RC 4242, TBN 400, Rheinchemie, Mannheim) beigemischt. Dieser zweite Referenzschmierstoff wird im Folgenden als Öl2 bezeichnet.

4.2 FTIR-Analyse des Schmierstoffs

Während ausgewählter Versuchsläufe wurde ein FTIR-Spektrometer mit ATR-Sonde und Faserlichtleiter eingesetzt, um anhand von Änderungen in der Schmierstoffzusammensetzung auf Reaktionen und Vorgänge im Kontakt schließen zu können. Die Abkürzung FTIR steht für FOURIER Transform InfraRed und bezeichnet den zur Analyse der Proben herangezogenen Wellenlängenbereich des elektromagnetischen Strahlungsspektrums sowie die mathematische Operation, die der Auswertung zugrunde lieg. Der

infrarote Spektralbereich kann wiederum in nahes, mittleres und fernes IR eingeteilt werden. Bild 4.1 gibt einen Überblick über das gesamte elektromagnetische Spektrum, den Bereich des sichtbaren Lichts sowie den für diese Arbeit relevanten Wellenlängenbereich von 2,5 µm bis 25 µm (mittleres IR) [170].

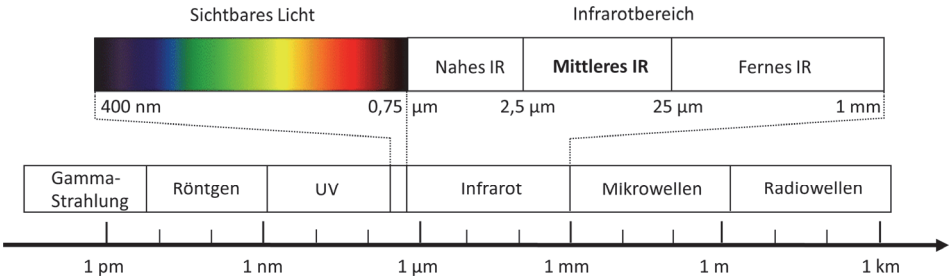


Bild 4.1: Relevanter Wellenlängenbereich (mittlere Infrarot-Strahlung) in Relation zum gesamten elektromagnetischen Spektrum

Da im Zuge der Infrarotspektroskopie lediglich die Energie des Spektralbereichs gemessen wird, innerhalb dessen individuelle chemische Bindungstypen Licht spezifischer Wellenlänge absorbieren, erlaubt dieses optische Verfahren eine zerstörungsfreie chemische Analyse des Schmierstoffs. Als direktes Ergebnis einer Messung erhält man ein Amplitude-Wellenlänge-Spektrum, aus dem anhand charakteristischer stoffspezifischer Absorptionsbanden direkte Informationen über Aufbau und Zusammensetzung des Schmierstoffs oder einzelner molekularer Spezies wie Ölalterungsprodukte oder Verunreinigungen gewonnen werden können. Aufgrund der guten Reproduzierbarkeit von Bandenlage und Bandenhöhe kann die Zusammensetzung einer Probe bei guter Kenntnis der charakteristischen Bereiche qualitativ bestimmt werden. Demgegenüber sind quantitative Analysen nur in relativ einfachen Stoffsystemen nach vorangegangener Kalibration möglich.

Heutzutage wird die Infrarotspektroskopie in Kombination mit anderen Methoden zum Condition Monitoring von Motorschmierstoffen oder Industrieölen eingesetzt. Im Gegensatz zu anderen gängigen Schmierstoffanalysen bietet sie den großen Vorteil, dass sie innerhalb weniger Sekunden bereits eine breite Fülle an Informationen über die Probe zur Verfügung stellt. So können anhand der Hauptabsorptionsbanden unter anderem Rückschlüsse auf die Art und Zusammensetzung des Basisöls gezogen werden [55, 344]: Mineralische Öle zeigen ihr Absorptionsmaximum zwischen 2.800 cm^{-1} und 3.000 cm^{-1} während esterbasierte Schmierstoffe zwischen 1.090 cm^{-1} und 1.390 cm^{-1} ein Maximum aufweisen [12]. Darüber hinaus

können Oxidations- oder Nitrationsprodukte, Rußpartikel sowie die Kontamination mit Wasser, Kraftstoff oder Frostschutzmitteln im Absorptionsspektrum nachgewiesen und somit langfristig überwacht werden [12, 54, 104, 379, 409]. Neben der Anreicherung von Fremdstoffen oder Alterungsprodukten kann auch der Abbau von Zusatzstoffen wie EP-Additiven oder Antioxidantien verfolgt werden [87, 94, 429, 437]. Eine Elementaranalyse des Schmierstoffs oder die Detektion von Verschleißmetallen ist mit Hilfe der Infrarotspektroskopie hingegen nicht durchführbar. Bild 4.2 zeigt das Infrarotspektrum des eingesetzten Schaltgetriebeöls und gibt einen Überblick über die zum Condition Monitoring häufig ausgewerteten Spektralbereiche. Je nach Ölsorte und Messverfahren können sich die analysierten Regionen jedoch aufgrund der veränderten Wechselwirkungen oder abweichender Messempfindlichkeiten leicht unterscheiden. Richtlinien zum Einsatz der IR-Spektroskopie bei der Analyse von Mineralölerzeugnissen und gebrauchten Schmierstoffe sowie ein genereller Überblick zu gebräuchlichen Materialien und Methoden finden sich in [7] und [12].

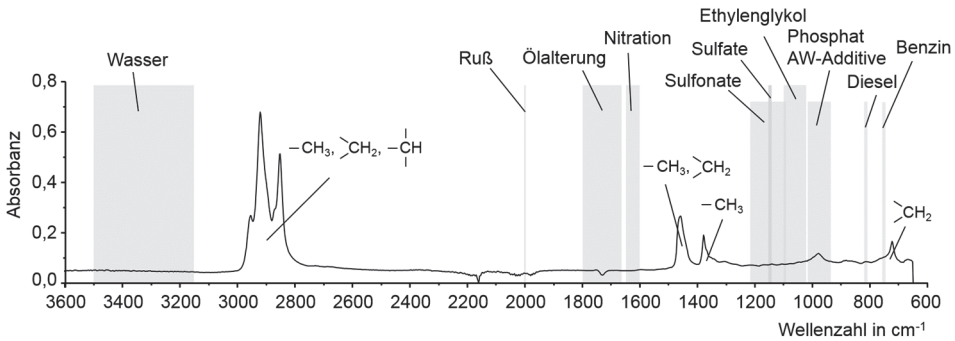


Bild 4.2: IR-Spektrum eines Getriebeöls mit den üblicherweise zur Auswertung herangezogenen Bandenbereichen verschiedener chemischer Spezies

4.2.1 Grundlagen der IR-Spektroskopie

Ein FTIR-Spektrometer, wie es im Rahmen dieser Arbeit eingesetzt wurde, besteht grundlegend aus drei verschiedenen Komponenten: Einer Strahlungsquelle, einem MICHELSON-Interferometer und einem polychromatischen IR-Detektor. Bei der Infrarotquelle handelt es sich zumeist um einen weißglühenden NERNST-Stift[30] oder eine andere Strahlungsquelle, die die gesamte Breite des zu messenden Spektralbereichs emittiert. Das abgegebene Licht wird mit Hilfe des MICHELSON-Interferometers teilweise phasenverschoben durch die zu untersuchende Probe geschickt. Während die IR-Strahlung durch die Probe tritt, wird, in Abhängigkeit der im Öl vorhandenen chemischen Bindungen, ein Teil der Strahlung an charakteristischen Wellenlängen selektiv absorbiert. Der transmittierte Anteil wird hingegen vom Detektor in Form eines sogenannten Interferogramms erfasst. Je nach Absorption und den Interferenzen, die infolge der Phasenverschiebung auftreten, entsteht ein charakteristischer Kurvenverlauf, der die chemischen Informationen in Form von Intensitäts-Zeit-Messpunkten (Zeitdomäne) enthält. Um diese Informationen als Intensität über der Wellenlänge des Infrarotlichts (Frequenzdomäne) darstellen zu können, muss das Interferogramm mittels FOURIER-Transformation in das endgültige Wellenlängenspektrum umgerechnet werden. [170, 196] Bild 4.3 zeigt schematisch Aufbau und Arbeitsweise eines FTIR-Spektrometers.

[30] Der NERNST-Stift ist aufgrund seiner günstigen spektralen Energieverteilung die am meisten gebrauchte Strahlungsquelle im mittleren Infrarot-Bereich. Es handelt sich hierbei um einen wenige Zentimeter langen und mehrere Millimeter dicken Stab aus Zirkonoxid mit Zusätzen von Yttriumoxid und Oxiden anderer seltener Erden. Da das Gemisch, bezogen auf den elektrischen Widerstand, einen negativen Temperaturkoeffizienten aufweist, steigt seine Leitfähigkeit mit steigender Temperatur an. Bei Raumtemperatur ist der NERNST-Stift nichtleitend, so dass eine Hilfsheizung zur Zündung erforderlich ist. Wenn er rotglüht kann er durch direkte Stromwärme weiter aufgeheizt werden. Die normale Betriebstemperatur eines NERNST-Stiftes liegt bei ca. 1.900 K.

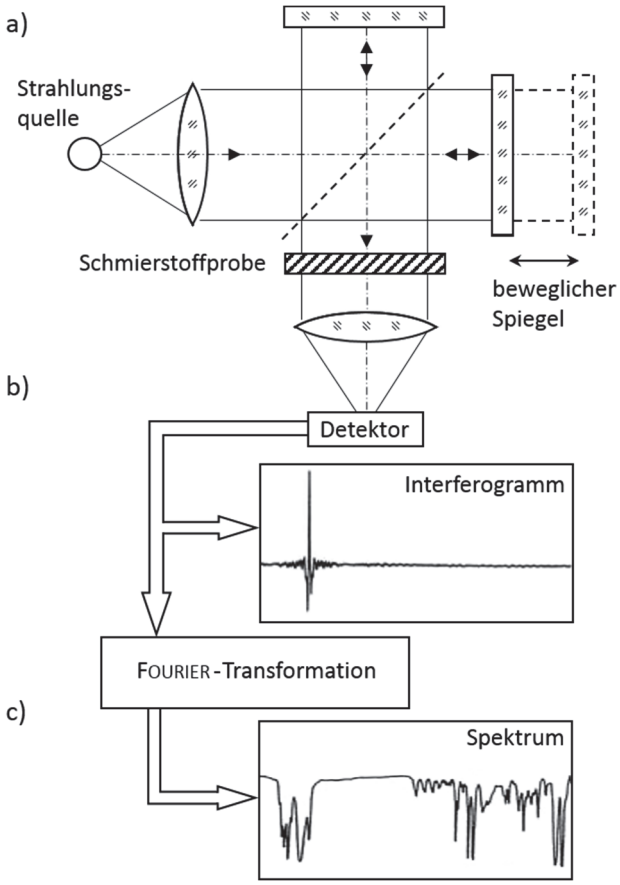


Bild 4.3: Schematischer Aufbau eines FTIR-Spektrometers (a), Aufnahme eines Interferogramms (b) und anschließende Transformation in ein Spektrum (c), nach [166]

Das aus der FOURIER-Transformation erhaltene IR-Spektrum gibt die Abschwächung der infraroten Strahlung in Abhängigkeit der Wellenlänge bzw. der Wellenzahl[31] wieder. Üblicherweise wird die gemessene Strahlungsintensität hierbei in Form der Transmission oder der Extinktion der Probe aufgetragen. Die Transmission T errechnet sich aus dem Verhältnis der Intensität des eindringenden Strahls I_0 zur Strahlungsintensität I des austretenden Strahls.

[31] Die Wellenzahl ist der inverse Wert der Wellenlänge und wird in cm^{-1} angegeben. Sie ist in der IR-Spektroskopie weitaus gebräuchlicher als die Angabe der Wellenlänge.

$$T = \frac{I_0}{I} \tag{4.1}$$

Die Extinktion E ist ein weiteres häufig gebrauchtes Maß für die Absorption einer Probe und berechnet sich aus dem Logarithmus der inversen Transmission. Sie ist nach dem LAMBERT-BEER-BOUGUER-Gesetz direkt proportional zur Konzentration c und zur Schichtdicke d der durchstrahlten Lösung.

$$E = log\frac{I}{I_0} = log\frac{1}{T} = log\frac{100}{\%T} \tag{4.2}$$

$$E = \varepsilon \cdot c \cdot d \tag{4.3}$$

Absorbiert ein Molekül bzw. eine funktionelle Gruppe eines Moleküls elektromagnetische Strahlung, so kommt es durch die Energiezufuhr zur Anregung von Schwingungen und Rotationsbewegungen der beteiligten Atome. Je nach Struktur des Moleküls weist das entstehende Absorptionsspektrum dabei ausgeprägte Banden an definierten Wellenlängen auf. IR-aktiv sind allerdings nur Schwingungen, infolge derer es auch zu einer Veränderung der Ladungsverteilung im Molekül kommt. Moleküle, die symmetrisch um ein Symmetriezentrum schwingen sind demnach IR-inaktiv, während eine antisymmetrische Schwingung um das gleiche Zentrum zu IR-Aktivität führt [170, 242, 243]. Die möglichen Schwingungsformen eines Moleküls können daher nach ihrem Symmetrieverhalten in symmetrische, antisymmetrische und entartete[32] Schwingungen eingeteilt werden. Eine weitere Möglichkeit zur Differenzierung besteht in ihrer Wirkung auf die beteiligten atomaren Bindungen. Kommt es infolge der Schwingung zu einer veränderlichen Bindungslänge handelt es sich um eine Valenzschwingung. Verändert sich dagegen der Bindungswinkel handelt es sich um eine Deformationsschwingung [196]. Bild 4.4 gibt einen Überblick über die möglichen Normalschwingungen eines linearen dreiatomigen Moleküls.

[32] Energiegleiche Schwingungen werden als entartet bezeichnet, wenn sie von der Art her identisch sind und sich nur in ihrer Auslenkungsebene unterscheiden. Entartete Schwingungen verursachen einen gemeinsamen Peak im IR-Spektrum.

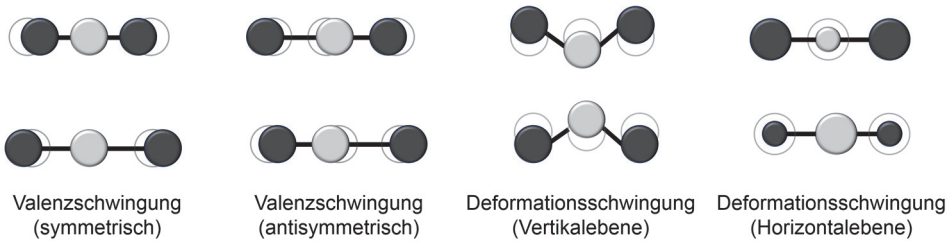


Bild 4.4: Normalschwingungen eines linearen dreiatomigen Moleküls

Um ein Molekül in einen höheren Schwingungszustand zu versetzen, ist eine definierte Energiemenge notwendig. Die Frequenz ν einer Schwingung und somit auch ihr Energiegehalt ist durch die Atommassen und jeweilige Bindungslänge vorgegeben. Die Wellenlänge λ der zur Anregung notwendigen IR-Strahlung und der Energiegehalt E sind hierbei über das PLANCKsche Wirkungsquantum h und die Lichtgeschwindigkeit c miteinander verknüpft:

$$E = h \cdot \nu = h \cdot \frac{c}{\lambda} \tag{4.4}$$

Entspricht die Wellenlänge des infraroten Lichts nicht einer erregbaren Schwingung des Moleküls, so ist die durch die elektromagnetische Strahlung zugeführte Energie entweder zu gering oder zu hoch und führt lediglich zur Anregung IR-inaktiver Rotationsbewegungen.

4.2.2 Versuchsaufbau zur in situ Analyse

Die Infrarotspektrometrie wird in der Schmierstoffanalytik üblicherweise nur eingesetzt um einzelne Ölproben im Labor zu analysieren und diese mit Frischöl oder anderen Ölproben zu vergleichen [94, 399, 408]. Im Rahmen dieser Arbeit wird hingegen ein neuartiger Ansatz gewählt: Anstatt im industriellen Einsatz oder im Prüffeld einzelne Ölproben zu ziehen und diese anschließend im Labor zu vermessen, wird die IR-Messstelle direkt in das System integriert. Hierzu wird der Strahlengang des Spektrometers (Nicolet 6700 mit MCT-Detektor, Thermo Fisher Scientific GmbH, Dreieich) mit Hilfe einer Spiegeloptik ausgekoppelt (FiberMate Faserkopplung, Thermo Fisher Scientific GmbH, Dreieich) und erstmals unmittelbar in die Prüfeinrichtung verlegt. Dies ermöglicht eine kontinuierliche in situ Aufnahme von IR-Spektren während des laufenden Betriebs und bietet die Möglichkeit chemische Veränderungen im Schmierstoff kontinuierlich zu verfolgen und diese mit den anderen Messdaten des Prüfstands (siehe Abschnitt 3) zu korrelieren. Da mögliche Reaktionsprodukte oder minimale

Veränderungen der Schmierstoffzusammensetzung nach einer Rückvermischung des Schmierstoffs im Ölsumpf oftmals nicht mehr nachgewiesen werden können, werden die Messungen nicht im Schmierstoffkreislauf vorgenommen, sondern so nah wie möglich an den geschmierten Kontakt verlegt. Hierfür wird eine Diamant-ATR-IR-Sonde (Infrared fiber sensors, Dr. Lukas Küpper, Aachen) unmittelbar am Ölaustritt des vorderen Prüflagers platziert, so dass das Öl direkt nach Verlassen des geschmierten Kontakts analysiert werden kann. Bild 4.5 zeigt die Vorgehensweise bei der in situ Aufnahme der Infrarotspektren.

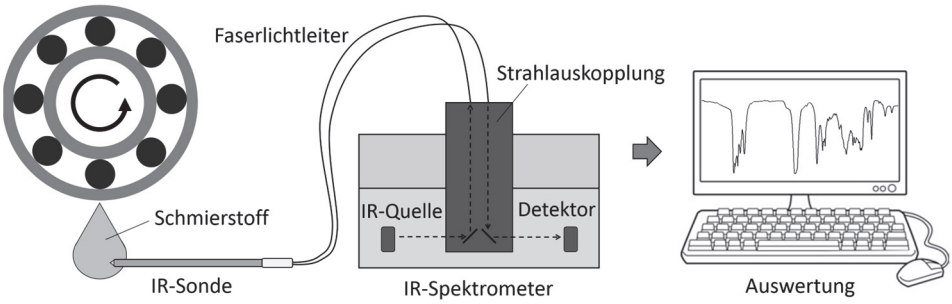


Bild 4.5. Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur in situ Aufnahme von IR-Spektren

Da aufgrund der beengten räumlichen Verhältnisse sowie der mangelnden hydrodynamischen Fokussierung des austretenden Öls unmittelbar am Lager keine Durchflussmesszelle eingesetzt werden kann, wird die zu den Reflexionsmethoden gehörende ATR-Technik zur Analyse des Schmierstoffs eingesetzt. Die Abkürzung ATR steht hierbei für „Attenuated Total Reflection“ und bezieht sich auf ein Lichtreflexionsphänomen, das an der Grenzfläche zweier Medien unterschiedlicher Brechungsindizes auftreten kann. Im Unterschied zu den üblicherweise eingesetzten Transmissionsmessungen wird die Probe bei dieser Methode nicht vollständig vom Licht durchdrungen, sondern stattdessen der in einem Kristall reflektierte Strahl analysiert und zur Spektrenberechnung weiterverarbeitet. Mit Hilfe dieses Verfahrens können Infrarot-Spektren von Proben gewonnen weden, die für herkömmliche Durchstrahlverfahren zu dick sind oder eine zu hohe Absorption aufweisen. Bild 4.6 zeigt das Prinzip der Totalreflexion in einem ATR-Kristall.

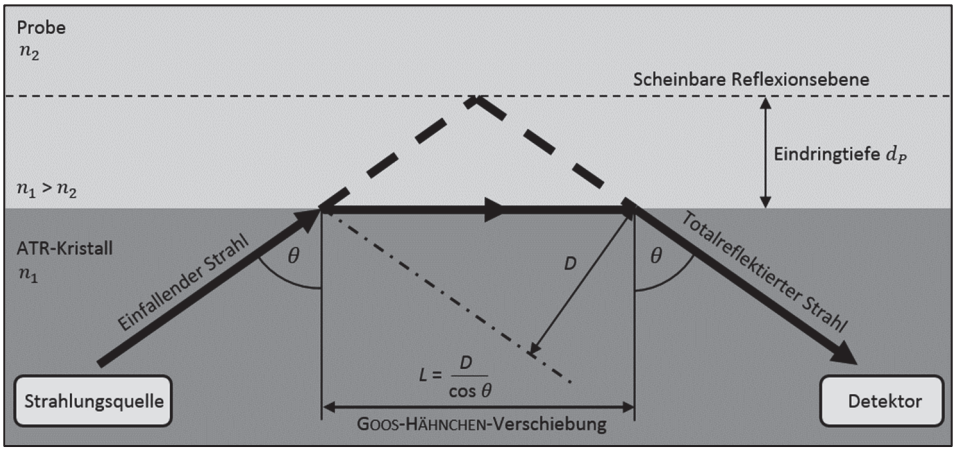


Bild 4.6: Das Prinzip der Totalreflektion in einem ATR-Kristall

Die Technik der abgeschwächten Totalreflexion beruht darauf, dass einstrahlendes Licht an der Grenzfläche zweier Materialien mit unterschiedlichen Brechungsindizes unter bestimmten Bedingungen – innerhalb des ATR-Kristalls – vollständig reflektiert wird und ein Teil der Strahlung aufgrund des GOOS-HÄNCHEN-Effekts [170] in das optisch dünnere Medium (Ölprobe) eintritt. Als Reflexionselemente dienen üblicherweise optisch sehr dichte Medien wie Germanium, Silizium oder Diamant. Während der Strahl bei der Totalreflexion im Kristall wenige Mikrometer in die Probe eindringt, werden die stoffspezifischen Anteile vom Medium absorbiert. Die Eindringtiefe des Lichts d_P ist hierbei vom Einfallswinkel θ des Strahls, von den Brechungsindices n_1, n_2 der Medien und der Wellenlänge λ abhängig und lässt sich nach Formel 4.5 berechnen [170]. Sie bewegt sich zumeist im Bereich zwischen 2 µm und 15 µm, weshalb ein direkter Kontakt der Probe mit dem Kristallprisma Grundvoraussetzung jeder Messung ist. [243] Nach der Absorption wird der restliche Lichtstrahl zum Detektor geleitet, wo das Interferogramm der Probe aufgenommen wird.

$$d_P = \frac{\frac{\lambda}{n_1}}{2\pi \cdot \sqrt{(\mathrm{SIN}\,\theta)^2 - \left(\frac{n_2}{n_1}\right)^2}} \tag{4.5}$$

Da der zwischen ATR-Sonde und Spektrometer eingesetzte Silberhalogenid-Faserlichtleiter selbst eine relativ hohe Eigenabsorption aufweist, ist es notwendig für diese Art der Spektrenaufnahme einen besonders emp-

findlichen MCT[33]-Detektor einzusetzen. Dieser muss im Gegensatz zu den üblichen luftgekühlten DTGS[34]-Detektoren kontinuierlich mit Flüssigstickstoff gekühlt werden und weist in Hinblick auf die Stabilität der Basislinie sowie die Peakintensität ein deutlich instabileres Verhalten und größere Nichtlinearitäten auf. Aufgrund dieser Eigenheiten des IR-Messsystems und der Besonderheiten, die bei der Serienaufnahme von Infrarot-Spektren zu beachten sind, kommt der Auswertung der Rohdaten eine besondere Bedeutung zu.

4.2.3 Aufnahme und Auswertung von Seriendaten

Im Unterschied zum üblichen Einsatz der FTIR-Spektroskopie ist das Ziel der Messdatenauswertung bei den geplanten Versuchen weder die Erzeugung von Konzentrationsangaben einzelner Inhaltsstoffe noch eine Trendanalyse anhand vereinzelter Gebrauchtölproben. In diesem Fall ist ihr Einsatz vielmehr darauf ausgerichtet anhand von chemischen Veränderungen im Öl direkt auf tribochemische Vorgänge im geschmierten Kontakt zu schließen. Daher werden auch keine für das gesamte Schmierstoffsystem repräsentativen Bulkproben untersucht, sondern lediglich ein winziges Volumenelement des Schmierstoffs betrachtet, welches das Prüflager gerade eben verlassen hat. Vorrangiges Ziel ist es, die Aktivität der schichtbildenden Additive in diesem Volumenelement zu untersuchen sowie mögliche chemische Spezies mit kurzer Halbwertszeit direkt am Lager nachzuweisen bevor diese im Schmierstoffbulk verdünnt werden oder zu stabileren Produkten weiterreagieren.

Die IR-Spektroskopie ist generell eine relativ empfindliche Messtechnik, bei der Qualität und Reproduzierbarkeit der Messergebnisse in der Praxis einer ganzen Reihe von Einflussfaktoren unterliegen. Gerade bei der Erstellung und Auswertung langer Serienaufnahmen können geringfügige Abweichungen und Messfehler sich mit der Zeit immer weiter aufaddieren, sich gegenseitig verstärken und so die gewonnen Messergebnisse verfälschen. Um diese unerwünschten Einflüsse so weit als möglich zu minimieren, wurden die Messungen unter möglichst konstanten Versuchsbedingungen durchgeführt und eine spezielle Routine zur Auswertung der Messdaten entwickelt. Im Folgenden werden die wichtigsten Einflussfaktoren sowie die getroffenen Maßnahmen diskutiert.

---

[33] MCT - Mercury Cadmium Telluride
[34] DTGS - Deuterated TriGlycine Sulfate

Veränderte Umgebungsbedingungen wie Schwankungen der Temperatur, des Luftdrucks oder der Luftfeuchte können bereits deutliche Abweichungen im gemessenen Infrarot-Spektrum ergeben. Beispielsweise führen Temperaturschwankungen häufig zu einer veränderten Intensität und Breite der Absorptionsbanden. Darüber hinaus kann die Luftfeuchtigkeit anhand der OH-Schwingungen des Wasserdampfs in mehreren Bereichen des Spektrums nachgewiesen werden. Beide Effekte können bei der Aufnahme einzelner Spektren durch eine Aktualisierung des Hintergrundspektrums[35] leicht kompensiert werden. Bei längeren Serienaufnahmen ist dies jedoch nicht möglich, so dass bereits Tag-Nacht-Schwankungen oder geringe Veränderungen der Wetterlage im Spektrensatz nachvollzogen werden können, wenn bei der Aufnahme der Messdaten keine entsprechenden Vorkehrungen getroffen werden.

Um die genannten Effekte weitestgehend zu unterbinden wird die Temperatur des Schmierstoffs mit Hilfe der Heizsysteme des Prüfstands so konstant wie möglich gehalten (± 0,2 °C) und das Spektrometer sowie die Strahlauskopplung kontinuierlich mit vorkonditionierter, getrockneter Luft gespült. Zudem werden Schmieröl und Lager bereits vor Start eines Prüflaufs auf die erwünschte Temperatur (mindestens Beharrungstemperatur) vorgeheizt und das Öl mehrere Stunden im Prüfstand umgewälzt um eine möglichst homogene Temperaturverteilung innerhalb des Systems zu erzielen. Demgegenüber wird die Seriendatenaufnahme des Spektrometers erst beim eigentlichen Anfahren des Prüfstands gestartet. Während der darauffolgenden Minuten wird die Heizleistung durch die computergesteuerten Heizsysteme kontinuierlich angepasst, so dass Schmierstoff- und Lagertemperatur während des Anfahrvorgangs nur geringfügigen Schwankungen unterliegen. Mögliche thermische Effekte in den IR-Spektren fallen somit sehr gering aus und sind lediglich auf die ersten Minuten des Versuchslaufs beschränkt. Des Weiteren wird auch der geschlossene Gasraum des Lagerprüfstands vor Versuchsbeginn mit getrockneter Luft gespült, so dass Störeinflüsse infolge schwankender Luftfeuchtigkeit ebenfalls ausgeschlossen werden können. Verfälschungen infolge eines veränderten Luftdrucks können mit Hilfe dieser Maßnahmen jedoch nicht vollständig verhindert werden, da sich dieser auch auf die Temperatur des zur Kühlung des Detektors

[35] Das sogenannte Hintergrundspektrum muss bei der FTIR-Spektroskopie vor der Aufnahme des eigentlichen Probenspektrums aufgenommen werden. Es enthält das IR-Spektrum des Systems bei leerem Strahlengang und dient bei der Berechnung der Absorbanz als Ausgangsintensität I_0. Im Normallfall wird das Hintergrundspektrum in regelmäßigen Abständen aktualisiert (alle 1-2 Stunden).

benötigten Flüssigstickstoffs auswirken, und somit auch die vom Detektor gemessene Absorption indirekt beeinflusst werden kann.

Neben den thermischen Einflüssen stellen Intensitätsschwankungen und Basisliniendrifts die größten potenziellen Fehlerquellen bei Langzeitmessungen dar. Beispielsweise kann sich die Höhe der Basislinie eines Spektrums im Laufe der Zeit verschieben (Bild 4.7a), was eine Änderung der absoluten Absorbanz zur Folge hat. Darüber hinaus kann es auch gelegentlich zur Verkippung der gesamten Basislinie (Bild 4.7b) oder zu allgemeinen Schwankungen der gemessenen Intensität kommen (Bild 4.7c).

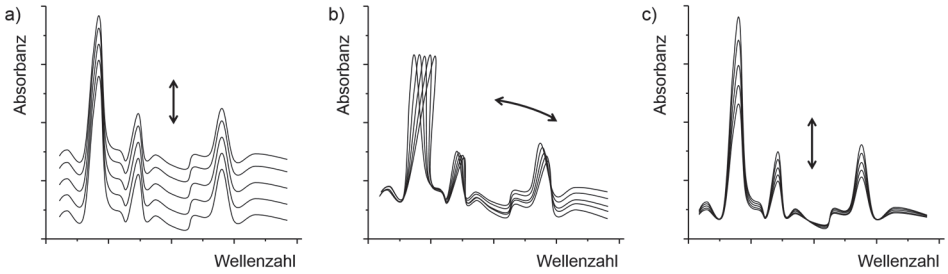


Bild 4.7: Potenzielle Fehlerquellen bei längeren IR-Messungen: Basisliniendrift (a), Verkippung der Basislinie (b) und Schwankung der gemessenen Intensität (c)

Veränderungen im gemessenen, Spektrum wie sie in Bild 4.7 dargestellt sind, treten zumeist schleichend auf und können auf eine Vielzahl möglicher Ursachen zurückgeführt werden. Beispielsweise können Streuungseffekte an Partikeln, zunehmende Ausrichtungsfehler des Strahlengangs oder des Interferometers sowie die sich laufend geringfügig verändernde Sensibilität des MCT-Detektors und der Emission der Strahlungsquelle für die beschriebenen Phänomene verantwortlich sein. Aufgrund der vielen möglichen Störgrößen und des unvermeidlichen Drifts des Detektors wird das Hintergrundspektrum in der Regel mehrfach täglich aktualisiert. Dies ist während einer Seriendatenaufnahme im Prüfstand jedoch nicht möglich, da diese unterbrochen und die Sonde zur Reinigung ausgebaut werden müsste. Darüber hinaus beeinflusst jede Lageveränderung des Lichtleiters die optischen Eigenschaften der Faser, was letztendlich zu einer weiteren Verfälschung der Messung infolge der veränderten Eigenabsorption führen würde.

Zusätzlich zu diesen schleichenden Veränderungen können im Spektrum immer dann größere Intensitätssprünge auftreten, wenn der Stickstoffbehälter des Spektrometers nachgefüllt werden muss – spätestens alle 18 Stunden – oder eine neue Datenaufnahme gestartet wird. Je nach gewählter Auflösung und eingestelltem Zeitintervall kann jedoch nur eine limitierte

Anzahl an Einzelspektren aufgenommen werden, so dass die Maximallänge einer Seriendatenaufnahme bei Langzeitversuchen schnell ausgeschöpft ist und der aufgenommene Datensatz aus einer Reihe einzelner IR-Serien variierender Absorbanz zusammengesetzt werden muss. Da solche unerwünschten Intensitätssprünge und Fragmente bei langen Serienaufnahmen nicht immer vermieden werden können, müssen sie bei der anschließenden Aufbereitung der Messdaten berücksichtigt werden.

Bei der Auswertung der generierten Spektren können grundsätzlich zwei verschiedene Ansätze verfolgt werden. Zum einen besteht die Möglichkeit, das Ausgangsspektrum des frischen Öls (Neuspektrum) vor der eigentlichen Auswertung vom gemessenen Spektrum (Gebrauchtspektrum) abzuziehen, so dass lediglich die relativen Unterschiede übrig bleiben und interpretiert werden können. Dieses gemeinhin als Spektrensubtraktion bezeichnete Verfahren erscheint aufgrund der bei Serienaufnahmen zu erwartenden Störungen und Basisliniendrifts jedoch ungeeignet. Zum anderen besteht die Möglichkeit, Banden direkt im gemessenen Absorptionsspektrum des Schmierstoffs auszuwerten. Dieser Ansatz wird häufig mit dem Begriff „direct trending“ umschrieben und kommt im weiteren Verlauf dieser Arbeit zum Einsatz.

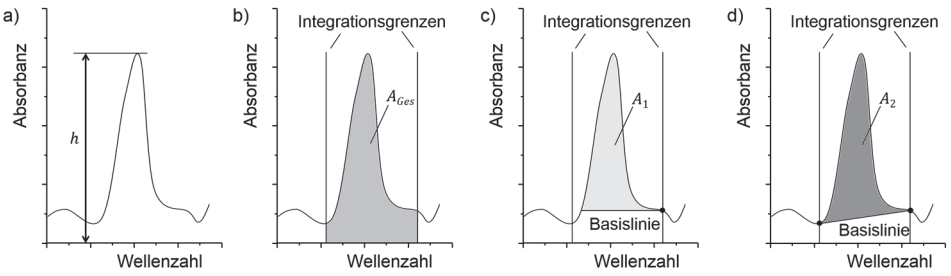


Bild 4.8: Auswertung der Peakhöhe (a), Auswertung der Peakfläche (b), Auswertung der Peakfläche mit 1-Punkt Basislinie (c), Auswertung der Peakfläche mit 2-Punkt Basislinie (d)

Bild 4.8 veranschaulicht verschiedene Methoden, um einzelne Absorptionsbanden auszuwerten. Die einfachste Variante besteht darin die Peakhöhe h einer zuvor bestimmten Wellenlänge auszulesen und diese über die Versuchslaufzeit aufzutragen (Bild 4.8a). Da es sich hierbei nur um eine Ein-Punkt-Messung handelt und sich Absorptionsbanden bereits bei geringfügiger Änderung des chemischen Umfeldes leicht verschieben können, ist dieses Verfahren sehr störanfällig und somit für die Auswertung von Serienaufnahmen ungeeignet. Deutlich bessere Ergebnisse können erzielt werden, wenn innerhalb ausgewählter Grenzen über das Spektrum integriert und die Bandenfläche unter der Kurve A_{Ges} zur Auswertung

herangezogen wird (Bild 4.8b). Allerdings bietet dieses Verfahren keinen wirksamen Schutz gegen einen schleichenden Drift der Basislinie, wie er bei längeren Serienaufnahmen häufig vorkommt. Um diese Fehlerquelle ebenfalls auszuschließen, sollte die Integration des Peaks über eine separate Basislinie innerhalb des Spektrums erfolgen. Diese kann beispielsweise auf der Höhe einer Integrationsgrenze (Ein-Punkt-Basislinie, Fläche A_1, Bild 4.8c) erfolgen oder aus einer theoretischen Linie zwischen zwei Punkten innerhalb des Spektrums bestehen (2-Punkt-Basislinie, Fläche A_2, Bild 4.8d). Letzteres bietet eine zusätzliche Absicherung gegen eine Verkippung der Basislinie, da in diesem Fall auch die zur Auswertung herangezogene Basislinie kippt und die ausgewertete Fläche somit nicht verfälscht wird.

Um darüber hinaus auch größere Schwankungen der gemessenen Intensität auszugleichen, wie sie beispielsweise bei der Verknüpfung verschiedener Serienaufnahmen auftreten, werden die gewünschten Bandenflächen in Bezug zu einer 2-Punkt-Basislinie ausgewertet und auf eine möglichst konstante Referenzfläche R innerhalb des Spektrums bezogen. Diese ändert sich bei Intensitätsschwankungen jeweils proportional zu den auszuwertenden Flächen (A, B, C), so dass eine Verfälschung des Bandenverhältnisses infolge äußerer Einflüsse weitestgehend ausgeschlossen werden kann. Bild 4.9 zeigt das Vorgehen bei der Auswertung der Serienaufnahmen.

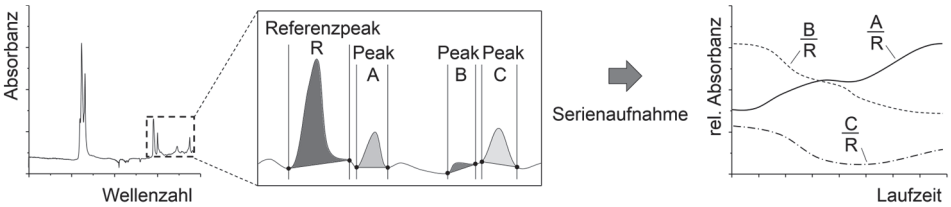


Bild 4.9: Methode zur Auswertung von Infrarot-Spektren bei längeren Serienaufnahmen

4.2.4 Ausgewertete Absorbtionsbanden

Die durchgeführten IR-Untersuchungen konzentrieren sich vor allem auf die Aktivität der an der tribochemischen Schichtbildung beteiligten Zinkdialkyldithiophosphate und überbasischen Calciumsulfonate. Darüber hinaus ist der Spektralbereich der Carbonylbande von besonderem Interesse, da dieser Rückschlüsse auf Ölalterungsprozesse im Tribokontakt zulässt. Beide Additive sowie die Ölalterungsprodukte können im Infrarotspektrum anhand der beteiligten funktionellen Gruppen nachgewiesen werden. Da es sich bei voll formulierten Schmierstoffen jedoch um komplexe Mischungen unterschiedlicher chemischer Spezies handelt, deren Absorptionsbanden sich je nach chemischem Umfeld verschieben und aufspalten können, besteht das resultierende Infrarotspektrum aus einer Überlagerung verschiedenster Banden. Die ausgewerteten Spektralbereiche wurden daher so gewählt, dass sie einerseits über eine hohe IR-Aktivität verfügen und andererseits möglichst geringe Überschneidungen mit anderen Funktionen aufweisen. Trotz sorgfältiger Auswahl der Integrationsgrenzen handelt es sich bei den ausgewerteten Bereichen in einigen Fällen jedoch weniger um diskrete Banden denn um Summenparameter, die einer bestimmten Funktion oder Eigenschaft des Schmierstoffs zugeordnet werden können.

Bild 4.10a gibt einen Überblick über den relevanten Spektralbereich des eingesetzten Schmierstoffs SG1 und die zur Auswertung herangezogenen Absorptionsbanden. Die Flächensummen der einzelnen Bandenbereiche wurden jeweils über eine Basislinie von einer Integrationsgrenze bis zur anderen bestimmt und auf die antisymmetrische C-H-Streckschwingung des Basisöls (Referenzfläche R, siehe Bild 4.9) bezogen. Diese kann aufgrund der vernachlässigbaren chemischen Aktivität der Alkylketten und des hohen Überschusses an Basisöl gegenüber der auszuwertenden Funktion als konstant angesehen werden. Zusätzlich sind die Absorptionsspektren eines ZDDP-Additivs (Bild 4.10b) und eines überbasischen Calciumsulfonats (Bild 4.10c) zum direkten Vergleich aufgetragen. Im Folgenden werden die Absorptionsspektren kurz erläutert und die Auswahl der Absorptionsbanden diskutiert.

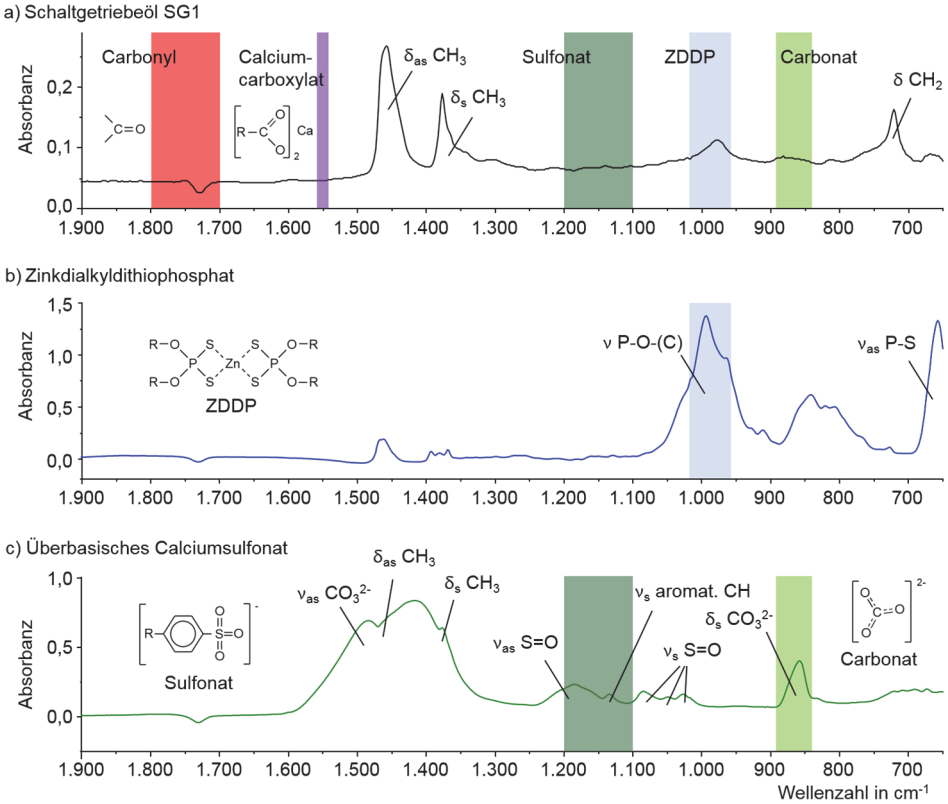


Bild 4.10: Absorptionsspektrum des verwendeten Getriebeöls SG1 (a), eines Zinkdithiophosphat-Additivs (b) und eines überbasischen Calciumsulfonats (c)

Zinkdialkyldithiophosphate

Der Abbau von ZDDP-Additiven wurde bereits vielfach mittels Infrarot-Spektroskopie untersucht und in der Literatur beschrieben [87, 184, 284, 314, 315, 335, 337, 426, 429, 437]. Im Allgemeinen besitzen sie im relevanten Wellenlängenbereich zwei charakteristische Hauptabsorptionsbanden: Zum einen die P-O-(C) Valenzschwingung um 980 cm^{-1} und zum anderen die antisymmetrische P-S Streckschwingung bei 656 cm^{-1}. Darüber hinaus finden sich im dargestellten Spektrum (Bild 4.10b) Absorptionsbanden der Alkylketten (-R) und des Lösungsmittels (Mineralöl). Zur Auswertung der ZDDP-Aktivität wurde der übliche Absorptionsbereich von 966 cm^{-1} bis 1.020 cm^{-1} herangezogen, da dieser gegenüber den Banden unterhalb von 700 cm^{-1} eine deutlich höhere Stabilität aufweist.

Überbasische Calciumsulfonate

Bei überbasischen Calciumsulfonaten handelt es sich um kolloidal verteilte Nanopartikel, die jeweils aus einem amorphen $CaCO_3$-Kern und einer Hülle aus Sulfonat-Detergentien bestehen (siehe Abschnitt 2.6.3). Beide Bestandteile des Additivs können jeweils unabhängig voneinander im IR-Spektrum nachgewiesen werden [152, 209, 281, 307, 383, 395].

Die Sulfonatgruppe des Detergents weist im untersuchten Spektralbereich mehrere Absorptionsbanden auf (Bild 4.10c). Die höchste Absorption erfolgt durch die antisymmetrische S=O Streckschwingung um 1.190 cm^{-1}, gefolgt von der symmetrischen S=O Streckschwingung um 1.050 cm^{-1} sowie den Deformationsschwingungen der aromatischen C-H Gruppen bei 1.140 cm^{-1}, 1.010 cm^{-1} und 833 cm^{-1}. Letztere sind gegenüber den S=O Streckschwingungen vergleichsweise schwach ausgeprägt und werden teilweise von anderen Banden überlagert. Zur Auswertung eignen sich daher vor allem die S=O Streckschwingungen, die sich jedoch je nach chemischer Umgebung und Interaktion der verschiedenen S=O Gruppen im Spektrum aufspalten und über einen breiten Wellenlängenbereich verteilen können. Zur weiteren Auswertung wurde daher der Spektralbereich von 1.100 cm^{-1} bis 1.200 cm^{-1} ausgewählt. Dieser enthält die antisymmetrische S=O Streckschwingung und einen Teil der Deformationsschwingungen des Aromaten und wird im Unterschied zur symmetrischen Streckschwingung nicht von der P-O-(C) Schwingung des ZDDPs überlagert.

Im direkten Vergleich zu den Streckschwingungen des Sulfonats sind die Banden des Carbonats um den Faktor 7 bis 8 schwächer ausgeprägt [307]. Da das Additiv jedoch in seiner überbasischen Form vorliegt, besteht insgesamt ein hoher Überschuss an Base, weshalb die CO_3^{2-}-Peaks das gemessene Infrarotspektrum dominieren. Die Hauptabsorptionsbande bei 1.500 cm^{-1} geht auf die antisymmetrische C-O Streckschwingung zurück (siehe Bild 4.10c). Da das Carbonat jedoch innerhalb der anorganischen Partikel kein geregeltes Kristallgitter ausbildet und in einer amorphen Struktur vorliegt, ergibt sich anstatt einer diskreten Bande eine breite Streuung von 1.300 cm^{-1} bis 1.600 cm^{-1}, so dass eine Auswertung aufgrund der Kohlenwasserstoffbanden des Basisöls erschwert wird. Daher wird stattdessen die wesentlich definiertere CO_3^{2-}-Deformationsschwingung im Bereich zwischen 890 cm^{-1} und 840 cm^{-1} zur Analyse herangezogen.

Ölalterungsprodukte

Neben den genannten Additiven können auch verschiedene Ölalterungsprodukte und Fremdstoffe detektiert werden. Die einfachste Methode zum Nachweis fortschreitender Ölalterung ist die Auswertung der Carbonylfunktion, die aufgrund der Vielzahl unterschiedlicher Spezies als breite Bande um 1.730 cm^{-1} auftritt [34, 87, 290, 333, 376, 408, 429]. Sie kann im Normalfall nur als Summenparameter ausgewertet werden und setzt sich aus verschiedenen Einzelkomponenten wie Ester, Aldehyden, Ketonen, Lactonen und Carbonsäuren zusammen, die während der Autoxidation von Kohlenwasserstoffen entstehen (siehe Abschnitt 2.6.1) [12, 333]. Da einige Schmierstoffformulierungen auch Carbonylgruppen in Form verschiedener Additive enthalten, können bereits im Ausgangsspektrum große Unterschiede vorliegen [12]. DIN 51453 [8] empfiehlt zur Ermittlung der Oxidation bei Otto- und Dieselmotorenölen die Auswertung der Extinktion bei 1.710 cm^{-1} gegenüber einer Basislinie von 1.710 cm^{-1} bis 580 cm^{-1}. Aufgrund der höheren Genauigkeit bei der Auswertung von Peakflächen (siehe Abschnitt 4.2.3) wird im Folgenden jedoch der Bandenbereich zwischen 1.700 cm^{-1} und 1.800 cm^{-1} zum Nachweis von Ölalterungsprodukten herangezogen. Einen detaillierteren Überblick über die IR-Absorption von Schmierstoffoxidationsprodukten geben COATES und SETTI in [87].

$$2R(CH_2)COOH + CaCO_3 \rightarrow [R(CH_2)_nCOO^-]_2Ca^{2+} + H_2CO_3 \qquad (4.6)$$

Neben dem Carbonyl können auch Calciumcarboxylate als zweites Alterungsprodukt ausgewertet werden [129, 209, 307]. Carboxylate entstehen bei der Neutralisation organischer Säuren durch die anorganische Base des Detergentadditivs (siehe Gleichung 4.6) und werden im Kern der Detergentpartikel eingelagert [98]. Obwohl die Calciumcarboxylatbande leicht mit der breiten Absorptionsbande des Carbonats um 1.500 cm^{-1} überlappt, kann die Bildung von Carboxylatsalzen anhand ihrer antisymmetrischen Valenzschwingung zwischen 1.540 cm^{-1} und 1.560 cm^{-1} verfolgt werden [307]. Die theoretisch vorhandene symmetrische Valenzschwingung bei ca. 1.412 cm^{-1} ist hingegen zu schwach ausgeprägt und wird von der Carbonatbande vollständig überlagert.

4.2.5 Validierung der Methode

Zu Beginn der Untersuchungen wurden eine Reihe von Vorversuche durchgeführt, um die Aussagekraft der ausgewählten Absorptionsbanden zu belegen und das Signal-Rausch-Verhältnis eines Versuchslaufs exemplarisch zu bestimmen. Hierfür wurden bei konstanter Schmierstofftemperatur drei verschiedene Spektrenserien aufgenommen und anschließend die zeitlichen Verläufe der Carbonylbande sowie der beiden Additive ausgewertet. Die erste Aufnahme wurde mit Hilfe der Sonde in einem beheizten Becherglas durchgeführt. Bei der zweiten Messung wurde die IR-Sonde in den Prüfstand eingebaut und das Öl bei stehendem Lager im Schmierstoffsystem zirkuliert. Im dritten Experiment wurde das Öl wie im vorhergehenden Versuch innerhalb des Prüfstands umgewälzt und das Prüflager bei maximaler Drehzahl gefahren. Die resultierenden Bandenverläufe sowie die während der Versuchsläufe gemessenen maximalen Schwankungsbreiten sind in Bild 4.11 dargestellt.

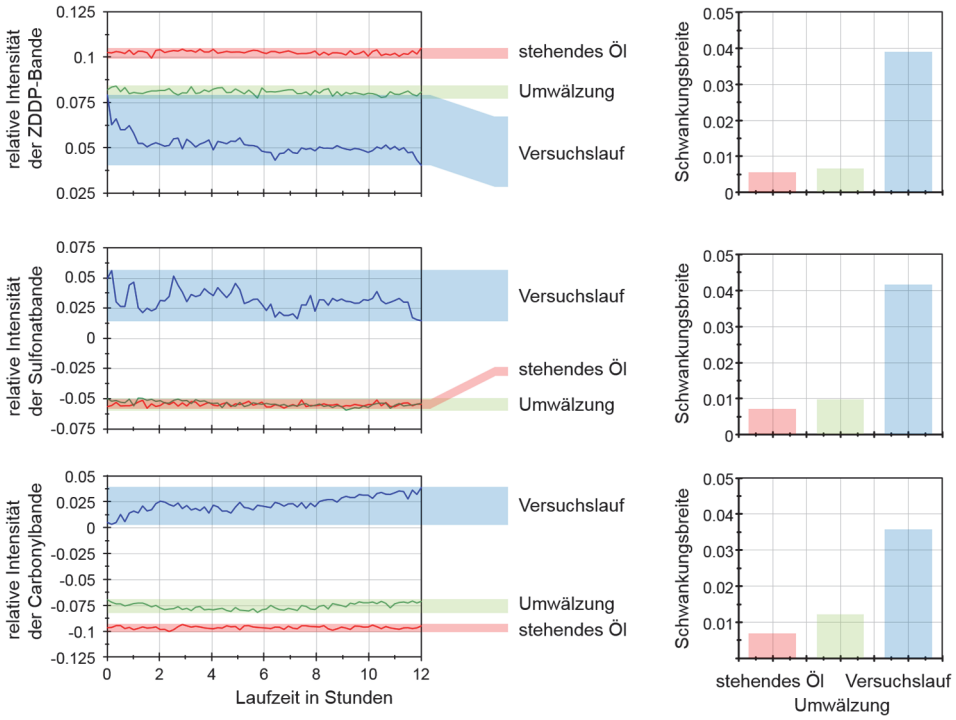


Bild 4.11: Vorversuche zur Ermittlung der Schwankungsbreite der ausgewerteten Banden

Bei genauerer Betrachtung der Ergebnisse zeigt sich, dass alle aufgezeichneten Messkurven ein leichtes Grundrauschen enthalten. Dieses setzt sich einerseits aus dem chemischen Rauschen der Probe und andererseits aus dem instrumentellen Rauschen der Messtechnik zusammen. Vergleicht man die verschiedenen Aufnahmen untereinander, so zeigt sich, dass die Bandenverläufe des stehenden Öls erwartungsgemäß die geringste Fluktuation enthalten. Da das Öl ohne weitere Beanspruchung bei konstanter Temperatur in einem Becherglas gerührt wird, kann man davon ausgehen, dass so gut wie kein chemisches Rauschen vorliegt und das gemessene Grundrauschen weitestgehend auf die Messtechnik zurückzuführen ist. Wird das Öl anschließend im Prüfstand umgewälzt, so ergibt sich durch die Umwälzung und die Beanspruchung der Mikrozahnringpumpe eine etwas höhere Belastung des Öls. In der Folge zeigt sich in allen ausgewerteten Banden eine geringfügig höhere Schwankungsbreite, allerdings ohne dass sich nachvollziehbare Trends ergeben. Wird der Schmierstoff wie im Falle des dritten Versuchslaufs unmittelbar vor der Messstelle einer hohen Belastung ausgesetzt, so ergeben sich trotz der sonst konstant bleibenden Versuchsbedingungen erstmals sichtbare Trends im Bandenverlauf sowie ein deutlicher Anstieg der gemessenen Schwankungsbreite. Diese messbaren Abweichungen sind eine direkte Folge der hohen Beanspruchung im geschmierten Kontakt und können auf minimale, mit Hilfe des FTIRs nachweisbare Veränderungen in der Schmierstoffchemie zurückgeführt werden.

Tabelle 4.2: Mittlere Signalamplitude, Varianz und Signal-Rausch-Verhältnis der Absorptionsbanden

	ZDDP-Bande	Sulfonatbande	Carbonylbande
Mittlere Signalamplitude bezogen auf den Startwert	0,01943	0,01764	0,01696
Varianz bei Umwälzungsversuch	$7{,}4829 \cdot 10^{-07}$	$5{,}8579 \cdot 10^{-06}$	$1{,}5116 \cdot 10^{-06}$
Signal-Rausch-Verhältnis	25.965,9	3.010,5	11.221,7

Bezieht man nun die bei drehendem Lager gemessene mittlere Signalamplitude einer Absorptionsbande auf die zugehörige Varianz des im Prüfstand gemessenen Rauschens (Versuch ohne drehendes Lager), so lässt sich auf das Signal-Rausch-Verhältnis der verschiedenen Absorptionsbanden schließen. Hierbei zeigt sich, dass die ZDDP-Bande das höchste Signal-Rausch-Verhältnis aufweist, gefolgt von der Ölalterungsbande (Carbonyl) und der Sulfonatbande des Detergentadditivs. Anhand der in Tabelle 4.2

dargestellten Werte ist davon auszugehen, dass sowohl die ZDDP- als auch die Carbonylbande einen ausreichend hohen Informationsgehalt aufweisen und daher zur Auswertung herangezogen werden können. Demgegenüber muss der Informationsgehalt der Sulfonatbande kritischer betrachtet werden, da das Signal-Rausch-Verhältnis dieses Spektralbereichs um ein vielfaches geringer ausfällt.

4.3 Analyse des Reibungszustandes

Die Tragfähigkeit eines Wälzkontaktes sowie die tribochemische Beanspruchung des Schmierstoffs werden im Wesentlichen von der Last, der Umfangs- und Gleitgeschwindigkeit sowie den Eigenschaften des Schmierstoffs im Zusammenwirken mit den Oberflächenrauheiten der Kontaktpartner bestimmt. Um den während des Betriebs auftretenden Schmierungszustand des Systems abschätzen zu können, ist es daher unerlässlich maßgebliche Größen wie die Druckverteilung und die Schmierfilmdicke im Kontakt zu ermitteln. Während die Druckverteilung in den meisten Fällen durch die HERTZsche Pressung sehr gut angenähert werden kann, muss die Schmierfilmdicke entweder experimentell ermittelt oder mittels empirisch gestützter Berechnung bestimmt werden.

Den am weitesten verbreitete messtechnische Ansatz zur Bestimmung der Filmdicke stellt die in den frühen 1960er Jahren entwickelte optische Interferometrie dar [71, 127]. Sie erlaubt präzise Messungen der EHD-Filmdicke im gesamten Kontaktbereich, kann jedoch nur in Verbindung mit einem transparenten Kontaktpartner eingesetzt werden. Darüber hinaus haben sich im Bereich der Vollschmierung elektrische Verfahren etabliert, die eine Einschätzung der Filmdicke über Kapazität oder Widerstand des Kontakts erlauben [434]. Sie sind jedoch unter Mischreibungsbedingungen und im anschließenden Übergangsbereich zur hydrodynamischen Schmierung (Ausklinkpunkt) nur begrenzt aussagefähig [155]. Zudem kann die Ausbildung von Grenzschichten einen erheblichen Einfluss auf das elektrische Lagerverhalten ausüben und gegenüber den Effekten des hydrodynamischen Schmierfilmaufbaus überwiegen [245].

Aufgrund der erheblichen Schwierigkeiten, die mit einer experimentellen Messung der Schmierfilmdicke bzw. der Ermittlung des Reibungszustandes in einem drehenden Wälzlager verbunden sind, wird dieser im weiteren Verlauf anhand des Viskositätsverhältnisses κ und des Schmierfilmparameters Λ abgeschätzt. Beide Kennzahlen werden im Folgenden kurz vorgestellt und bezüglich ihrer Aussagekraft diskutiert.

4.3.1 Das Viskositätsverhältnis κ

Die Bestimmung des Viskositätsverhältnisses κ ist ein einfaches Verfahren zur Charakterisierung des Schmierungszustandes von Wälzlagern, das zu Beginn der 1980er Jahre von HEEMSKERK entwickelt [193] und später im Beiblatt 1 zur DIN ISO 281 [16] übernommen wurde. Es berücksichtigt Erkenntnisse der EHD-Theorie und ermöglicht eine einfache Einschätzung des Schmierungszustands anhand von Drehzahl, Betriebsviskosität und mittlerem Lagerdurchmesser. Aufgrund der weitgehend einheitlichen und gleichbleibenden Oberflächenbearbeitungen im Wälzlagerbereich wird hierbei von festen Bauteilrauheiten ausgegangen. Zur Berechnung des Viskositätsverhältnisses wird die kinematische Viskosität unter Betriebsbedingungen ν auf eine Bezugsviskosität ν_1 bezogen, bei der theoretisch keine schädigungsrelevante Berührung der Kontaktoberflächen auftritt. Der daraus errechnete κ-Wert dient als allgemeines Maß für die Güte der Schmierfilmbildung im Wälzkontakt:

$$\kappa = \frac{\nu}{\nu_1} \tag{4.7}$$

Die Bezugsviskosität ν_1 kann mit Hilfe der Betriebsdrehzahl n und des mittleren Lagerdurchmessers d_m wie folgt berechnet werden [91]:

$$\nu_1 = 45000\, n^{-0{,}83}\, d_m^{-0{,}5} \quad \text{für } n < 1000\, min^{-1} \tag{4.8}$$

$$\nu_1 = 4500\, n^{-0{,}5}\, d_m^{-0{,}5} \quad \text{für } n > 1000\, min^{-1} \tag{4.9}$$

Im Allgemeinen bewegt sich der bei Wälzlagern tolerierbare Mischreibungsbereich im Rahmen $0{,}4 < \kappa < 4$. Hier kommt es teilweise zur Berührung der Oberflächen. Ab einem Wert von $\kappa \geq 4$ kann von verschleißfreier hydrodynamischer Schmierung ausgegangen werden. [91, 92] Tabelle 4.3 gibt einen genaueren Überblick über die Einordnung des ermittelten κ-Wertes.

Das vorgestellte Verfahren zur Bestimmung des Viskositätsverhältnisses beruht grundsätzlich auf einer Gleichung zur Berechnung der Schmierfilmdicke im Parallelspalt von Linienkontakten nach WOLVERIDGE, BAGLIN und ARCHARD [436] und beinhaltet eine Reihe von Annahmen und Vereinfachungen. Unter anderem wird zur Berechnung eine durchschnittliche HERTZsche Pressung von 1.000 N/mm² vorausgesetzt und für die Summenrauheit der Kontaktoberflächen (siehe Abschnitt 4.3.2) ein nicht nachvollziehbarer Zusammenhang zum mittleren Lagerdurchmesser angenommen.

Darüber hinaus erfolgt die Betrachtung des Schmierfilms nicht im kritischen Bereich der Einschnürung, sondern bezieht sich auf die mittlere Schmierfilmdicke h_0 (siehe Abschnitt 2.3.3). Weitere Vereinfachungen betreffen die nicht vorhandene Unterscheidung zwischen Punkt- und Linienkontakten, die fehlende Berücksichtigung der Schererwärmung im Einlaufbereich sowie die weitestgehende Vernachlässigung von Starvationeffekten [236].

Tabelle 4.3: Übersicht über das Viskositätsverhältnis κ und die dabei im Wälzlagerkontakt vorliegenden Schmierverhältnisse

Viskositäts-verhältnis	Schmierungsbedingungen im Kontakt
$\kappa < 0{,}4$	Im Bereich $\kappa < 0{,}4$ liegt schwere Mischreibung vor. Aufgrund überwiegenden Festkörperkontakts kommt es zu hohem Verschleiß. Oberflächenaktive Additive spielen eine starke Rolle. [91]
$0{,}4 < \kappa < 1$	In diesem Bereich spricht man von moderater Mischreibung. Es ist mit einer Reduzierung der nominellen Lebensdauer zu rechnen. [91, 92]
$\kappa = 1$	Ab $\kappa = 1$ kommt es zu einer weitgehenden Trennung der Kontaktflächen durch den Schmierfilm. Bei guter Sauberkeit wird in etwa die nominelle Lebensdauer erreicht. [91, 92]
$\kappa \geq 2$	Erfahrungsgemäß kann ab $\kappa = 2$ mit einem voll tragenden Schmierfilm gerechnet werden. [91]
$\kappa \geq 4$	Ab $\kappa = 4$ liegt Vollschmierung vor. Die Oberflächen sind durch den Schmierfilm vollständig getrennt. Bei guter Sauberkeit und mäßiger Belastung können Wälzlager unter diesen Bedingungen dauerfest sein. [91, 92]

Da das Berechnungsverfahren ursprünglich für Mineralöle entwickelt wurde, gilt Gleichung 4.7 streng genommen nur für Schmierstoffe mit einer Dichte von $\rho_{20°}$= 0,89 g/cm³. Nach DIN ISO 281 können jedoch auch Schmierstoffe mit abweichenden Dichten bei der Berechnung des Viskositätsverhältnisses berücksichtigt werden:

$$\kappa = \frac{\nu}{\nu_1}\left(\frac{\rho}{0{,}89 g/cm^3}\right)^{0{,}83} \tag{4.10}$$

Im Rahmen dieser Arbeit wurde Gleichung 4.10 zur groben Einschätzung des Reibungszustandes der Prüflager angewandt. Zur Bestimmung der notwendigem Parameter (Betriebsviskosität und Dichte) wurde vor Versuchsbeginn das Viskositäts-Temperatur-Verhalten der eingesetzten Schmierstoffe im Temperaturbereich zwischen 20 °C und 100 °C mit Hilfe eines

Rotationsrheometers (Typ MCR 102, Anton Paar GmbH, Graz, Österreich) vermessen und der Massendurchflussmesser des Prüfstands zur Dichtebestimmung eingesetzt. Da das dem Viskositätsverhältnis zugrundeliegende Berechnungsmodell aufgrund der getroffenen Annahmen und Vereinfachungen nur bedingt zur Bestimmung des Schmierungszustandes geeignet ist, wurde darüber hinaus in einigen Fällen eine detailliertere Schmierfilmdickenberechnung durchgeführt und der Schmierfilmparameter Λ bestimmt.

4.3.2 Der Schmierfilmdickenparameter Λ

Der Schmierungszustand eines tribologischen Systems lässt sich auch anhand des von TALLIAN 1967 eingeführten Schmierfilmdickenparameters Λ beurteilen [389]. Er berechnet sich aus dem Verhältnis der Schmierfilmdicke h zur Summenrauheit σ der Kontaktoberflächen, welche sich wiederum aus den quadratischen Mittenrauheitswerten $R_{q1,2}$ der beteiligten Oberflächen errechnet.

$$\Lambda = \frac{h}{\sigma} = \frac{h}{\sqrt{R_{q,1}^2 + R_{q,2}^2}} \tag{4.11}$$

Der Schmierfilmparameter ermöglicht es, verschiedene Rauheiten und somit auch unterschiedliche Formen der Oberflächenbearbeitung zu berücksichtigen. Des Weiteren kann Λ im Gegensatz zum Viskositätsverhältnis κ getrennt für die Kontakte Wälzkörper/Innenring und Wälzkörper/Außenring berechnet werden, was eine separate Betrachtung beider Schmierstellen ermöglicht [433]. Wird die Schmierfilmdicke rechnerisch auf Basis der elastohydrodynamischen Schmierfilmtheorie (siehe Abschnitt 2.3.3) bestimmt, so enthält Λ gegenüber dem Viskositätsverhältnis κ ein ganze Reihe zusätzlicher Einflussgrößen zur Charakterisierung des Reibregimes wie die Kontaktgeometrie, die Oberflächenrauheit und die anliegende Pressung.

In der Literatur finden sich verschiedene Möglichkeiten zur Berechnung und Interpretation des Schmierfilmdickenparameters. So besteht die Möglichkeit Λ entweder auf Basis der minimalen Schmierfilmdicke h_{min} [215, 389] im Bereich der Einschnürung oder auf Basis der mittleren Schmierfilmdicke h_0 im Bereich des Parallelspalts zu berechnen [116, 179]. Obwohl sich beide Filmdicken deutlich voneinander unterscheiden ($h_{min} \approx 2/3\ h_0$) finden gegenwärtig beide Varianten in der Praxis Anwendung. Da für tribochemische Prozesse bereits erste Rauheitskontakte im Bereich der Einschnürung von Bedeutung sind und nicht die gesamte Kontaktbreite

repräsentativ abgebildet werden sollte, wird im Rahmen dieser Arbeit die minimale Schmierfilmdicke zur Λ-Berechnung herangezogen. Als Grundlage dienen die in Abschnitt 2.3.3 beschriebenen Gleichungen für elliptische Punktkontakte nach HAMROCK und DOWSON unter Berücksichtigung der Einlauftemperaturerhöhung durch thermische Korrekturfaktoren nach MURCH und WILSON. Zur Bestimmung der Faktoren wurde der Temperaturkoeffizient des Schmierstoffs β_{th} gemäß DIN 53017 [15] nach der Formel von VOGEL bestimmt und für den Wärmeleitkoeffizient k_{th} der Öle ein Wert von 0,135 W/mK angenommen.

Auch bei der Interpretation des Schmierfilmparameters herrscht bislang keine Einigkeit. Während im Allgemeinen davon ausgegangen wird, dass im Bereich $\Lambda < 1$ mit Grenzreibung zu rechnen ist, gehen die Meinungen über die Grenze des Mischreibungsbereichs auseinander. Die meisten Arbeiten gehen ab einem Wert von $\Lambda > 3$ von einer vollständigen Trennung der Oberflächenn aus [116, 339, 385]. Andere Autoren verorten die Grenze zur Vollschmierung hingegen bei $\Lambda = 5$ [148] oder noch höheren Werten. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Übergang zur EHD-Schmierung bei $\Lambda \approx 3$ angenommen. Allerdings werden die ermittelten κ- und Λ-Werte nicht als feststehende Aussagen bezüglich des Reibungsregimes, sondern lediglich als Hilfsmittel zur Interpretation der Vorgänge im Kontakt betrachtet.

Zur möglichst exakten Bestimmung des Schmierfilmparameters wurden die Oberflächenrauheiten dreier fabrikneuer Prüflager mit Hilfe eines Tastschnittgeräts (Taylor Hobson Form TalySurf Serie 2 PGI, Leicester, United Kingdom) gemessen und anhand der gemittelten Werte die Summenrauheit σ bestimmt. Hierbei wurden pro Lager je zwei Messungen an den Laufbahnen des Innenrings, des Außenrings und der Oberfläche der Kugeln an willkürlich über den Umfang verteilten Messstellen vorgenommen. Dabei zeigte sich, dass die Laufbahnoberflächen des Außenrings die größte Rauheit aufweisen, gefolgt von den Laufbahnen des Innenrings und der Oberfläche der Kugel. Die Ergebnisse der Messungen sowie die berechnete Summenrauheit sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst.

Üblicherweise wird zur Bestimmung des Reibungszustands nur das Λ-Verhältnis für den höher belasteten Innenringkontakt berechnet. Aufgrund der deutlich abweichenden Oberflächengüte zwischen Innenring- und Außenringlaufbahn der Prüflager werden im Rahmen dieser Arbeit jedoch die Schmierfilmparameter beider Kontaktstellen separat ermittelt und zur Auswertung herangezogen.

Tabelle 4.4: Ermittelte Rauheitswerte der Wälzlagerelemente und daraus folgende Summenrauheit

Messung	R_q Außenring in µm	R_q Kugel in µm	R_q Innenring in µm
Lager 1, Messstelle a	0,0476	0,0097	0,0174
Lager 1, Messstelle b	0,0495	0,0111	0,0197
Lager 2, Messstelle a	0,0409	0,0086	0,0185
Lager 2, Messstelle b	0,0379	0,0083	0,0201
Lager 3, Messstelle a	0,0545	0,0075	0,0201
Lager 3, Messstelle b	0,0552	0,0120	0,0191
Mittelwert	0,0476	0,00953	0,0220
Summenrauheit σ in µm	0,04854	0,02139	

Um insgesamt eine möglichst realitätsnahe Schmierfilmdickenberechnung zu erzielen wurde die hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit nicht wie sonst üblich aus der idealen Kinematik des Wälzlagers abgeleitet, sondern anhand der Prüfstandsdrehzahl und der real gemessenen Drehzahl des Lagerkäfigs errechnet. Darüber hinaus wurden die während des Prüflaufs gemessenen Schmierstofftemperaturen zur Ermittlung der Betriebsviskosität verwendet. HERTZsche Pressung und Druckellipse wurden ebenfalls anhand des bei laufenden Betriebs gemessenen Axialkraftverlaufs und nicht anhand vor Versuchsbeginn eingestellter Werte ermittelt. Die für die jeweiligen Berechnungen herangezogenen Druckwinkel wurden im Anschluss an den Versuchslauf während der metallografischen Auswertung der Versuchslager anhand der Laufspuren im Axialschliff unter dem Auflichtmikroskop ausgemessen.

Bild 4.12 zeigt die kinematischen Zusammenhänge im axial belasteten Prüflager sowie das Ausmessen des Druckwinkels am Außenring eines der Prüflager.

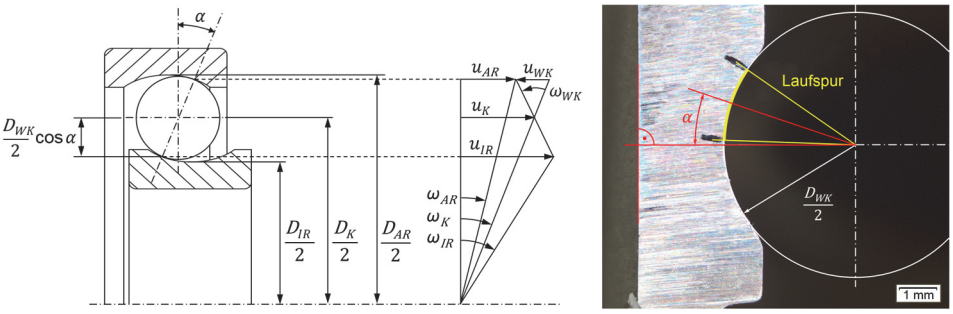


Bild 4.12: Kinematik des Wälzlagers nach [51] (links), Ermittlung des Druckwinkels (rechts)

Zur Bestimmung der Umfangsgeschwindigkeit des Wälzkörpers u_{WK} wurde das vordere Prüflager bei allen relevanten Last-, Drehzahl- und Schmierungszuständen mit einer Highspeed-Kamera (Photron SA-X2 Model 1000K, Photron Limited, West Wycombe, United Kingdom) aufgezeichnet. Anschließend wurden die Aufnahmen ausgewertet und die exakte Käfigdrehzahl n_K anhand einer zuvor aufgebrachten Markierung bestimmt. Bild 4.13 zeigt den Versuchsaufbau sowie eine Aufnahme des Lagerträgers mit vorderem Prüflager und der Ölzufuhr.

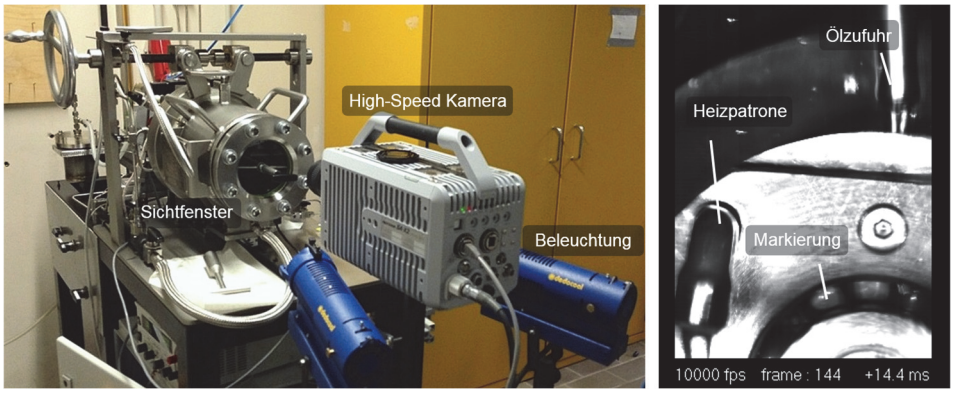


Bild 4.13: Versuchsaufbau der Highspeed-Kameramessungen (links), Aufnahme des Lagerträgers (rechts)

Anhand kinematischer Überlegungen ergibt sich die Drehzahl des Wälzkörpers n_{WK} aus der Drehzahl des Innenrings n_{IR}, der Drehzahl des Käfigs n_K, dem mittleren Durchmesser des Käfigs D_K, dem Durchmesser der Kugel D_{WK} und dem Druckwinkel α zu:

$$n_{WK} = (n_{IR} - n_K)\left(\frac{D_K}{D_{WK}} - \cos\alpha\right) \tag{4.12}$$

Mit der bekannten Drehzahl des Innenrings n_{IR} (Prüfstandsdrehzahl) und der aus den Highspeed-Messungen bekannten Drehzahl des Käfigs n_K lässt sich die Umfangsgeschwindigkeit des Wälzkörpers u_{WK} somit nach Gleichung 4.13 berechnen:

$$u_{WK} = n_{WK}\,\pi\,D_{WK} = \pi\,(n_{IR} - n_K)(d_m - D_{WK}\cos\alpha) \tag{4.13}$$

Hierbei ergibt sich gegenüber der theoretisch berechneten idealen Abrollkinematik je nach Lastfall eine durchschnittliche Abweichung von ein bis zwei Prozent.

4.4 Metallografische Auswertung der Versuchslager

Unabhängig davon ob ein Prüflauf die vorgesehene Versuchslaufzeit erreicht oder infolge der Überschreitung eines Abbruchkriteriums (Lagertemperatur oder Körperschall) vorzeitig abgebrochen wird, werden die Lager im Anschluss metallografisch untersucht und ausgewertet. Dies beinhaltet zum einen eine Bewertung des allgemeinen Zustands der Lagerlaufbahnen und Wälzkörper und zum anderen die Untersuchung des Gefüges der Lagerringe unterhalb der Laufbahnoberfläche. Während die Begutachtung der Laufbahnen hauptsächlich dem Ausschluss von Stromdurchgangsschäden sowie einer Einschätzung des Gesamtzustands dient, können mögliche White Etching Crack-Schäden durch die Präparation von Gefügeschliffen nachgewiesen werden.

Nach dem Ende eines Prüflaufs muss der Prüfstand zunächst soweit Abkühlen, dass der Lagerträger ausgebaut und entspannt werden kann. Im Anschluss werden die Prüflager demontiert, Wälzkörper und Lagerkäfig entfernt, die Lagerringe halbiert, gereinigt und unter dem Auflichtmikroskop begutachtet. Das Bewertungsschema für die Laufbahnoberflächen umfasst vier verschiedene Kategorien. Lagerlaufbahnen im Zustand 1 zeigen weder eine sichtbare Laufspur noch Verfärbungen, stattdessen sind die originalen Bearbeitungspuren aus der Fertigung auf der gesamten Breite der Laufbahn erkennbar. Im Gegensatz hierzu zeigen Laufbahnen im Zustand 2 eine sichtbare Laufspur und weisen teilweise erste Verfärbungen auf, so dass die ursprünglichen Bearbeitungsspuren nicht mehr überall sichtbar sind. Lagerlaufbahnen im Zustand 3 zeigen neben einer ausgeprägten Laufspur bereits deutliche Verfärbungen, weisen jedoch noch keine mit bloßem Auge sichtbaren Oberflächenschäden auf. Zeigt die Laufbahn erste Pittings oder ganze Ausbrüche, so handelt es sich um Zustand 4. Bild 4.14 verdeutlicht das Bewertungsschema anhand von Beispielaufnahmen.

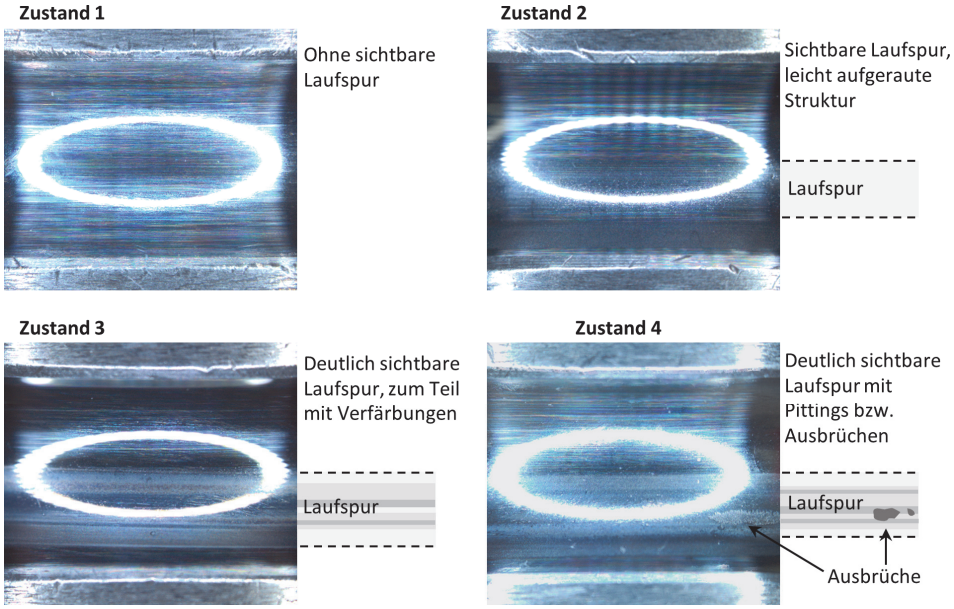


Bild 4.14: Bewertungsschema für die Laufbahnoberflächen in vier Kategorien (Zustand 1-4)

Nach der optischen Begutachtung werden die Lagersegmente durch einen Umfangsschnitt der Länge nach geteilt und das Gefüge unterhalb der Laufbahn untersucht. Hierfür werden die Segmente zunächst in Kunststoff eingebettet und im Anschluss geschliffen und schrittweise mit immer feineren Körnungen poliert. Abschließend werden die polierten Schliffe mit Nital angeätzt und unter dem Lichtmikroskop in Hinblick auf Gefügeveränderungen untersucht (siehe Abschnitt 2.4). Der Vorgang des Schleifens, Polierens und Anätzens wird hierbei so oft wiederholt bis der relevante Bereich des Lagerrings in 100 µm Schritten abgetragen und überprüft wurde. Bild 4.15 zeigt die Vorgehensweise bei der Untersuchung des Gefüges unterhalb der Laufbahnen.

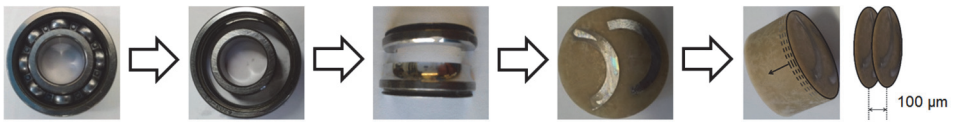


Bild 4.15: Schrittweises Vorgehen bei der Anfertigung von Gefügeschliffen

5 Untersuchung des tribochemischen Schichtaufbaus

Das vorrangige Ziel der experimentellen Arbeit besteht darin, mögliche Zusammenhänge zwischen der Ausbildung von Grenzschichten und dem Auftreten von WEC-Schäden zu untersuchen. Daher wurde zu Beginn der experimentellen Arbeiten zunächst eine Reihe grundlegender Versuche ohne elektrische Zusatzbelastung gefahren, die mit Hilfe der Infrarotspektroskopie ein tieferes Verständnis für den tribochemischen Schichtaufbau in Wälzlagern ermöglichen. In einer anschließenden zweiten Versuchsphase wurden die Lager zusätzlich mit Gleichstrom beaufschlagt um den Einfluss elektrischer Felder auf die Schichtausbildung sowie die Isolationswirkung der Grenzschichten zu untersuchen. Das Versuchsprogramm umfasste Dauerversuche bei verschiedenen Drehzahlen, Drehzahlrampen sowie Versuchsläufe mit unterschiedlichen Drehzahlprofilen. Darüber hinaus wurden die zugeführte Schmierstoffmenge sowie die voreingestellte Pressung variiert. Einige der nachfolgend vorgestellten Prüfläufe dienten ferner dazu, einen „WEC-fähigen" Arbeitspunkt zu identifizieren. Tabelle 5.1 gibt einen Überblick über die erste Phase des Versuchsprogramms.

Tabelle 5.1: Versuchsübersicht zur Untersuchung des tribochemischen Schichtaufbaus

Versuchslauf	Pressung in N/mm^2	Schmierstoff	Volumenstrom in ml/min	Drehzahlprofil	Drehzahl in min^{-1} bzw.	Laufzeit in Stunden	Elektrische Zusatzbelastung
Versuchsreihe A: Stromlose Versuche							
A1	2.500	SG1	60		5.500	300	-
A2	2.300	SG1	120		5.000	150	-
A3	2.500	SG1	60		4.500	200	-
A4	2.500	SG1	60		3.500	450	-
A5	2.000	SG1	100		5.500	200	-
A6	2.800	SG1	60		5.500	130*	-
A7	2.400	SG1	80		4.500	150	-
A8	2.500	SG1	60		Profil 1	280	-
A9	2.500	SG1	60		Profil 1	250	-

* Versuch aufgrund von Temperaturüberschreitung oder hoher Körperschallwerte vorzeitig abgebrochen

Fortsetzung Tabelle 5.1:

Versuchslauf	Pressung in N/mm²	Schmierstoff	Volumenstrom in ml/min	Drehzahl in min⁻¹ bzw. Drehzahlprofil	Laufzeit in Stunden	Elektrische Zusatzbelastung
Versuchsreihe B: Versuche mit konstantem elektrischen Arbeitspunkt						
B1	2.650	SG1	60	5.500	130*	U_{Grenz}
B2	2.400	SG1	60	4.500	110*	U_{Grenz}
B3	2.500	SG1	60	5.500	170*	U_{Grenz}
B4	2.500	SG1	60	5.500	90*	U_{Grenz}
B5	2.000	SG1	60	5.500	150*	U_{Grenz}
B6	2.900	SG1	60	5.500	115*	U_{Grenz}
B7	2.500	SG1	60	5.500	100	U_{Grenz}
B8	2.500	PAO	60	5.500	340*	U_{Grenz}
B9	2.500	Öl2	60	5.500	120*	U_{Grenz}
Versuchsreihe C: Versuche mit konstanter Spannung						
C1	2.500	SG1	60	5.500	80*	6,5 V
C2	2.500	SG1	60	5.500	210*	6,5 V#
C3	2.600	PAO	60	5.500	320*	6,5 V
C4	2.500	Öl2	60	5.500	125*	6,5 V
C5	2.500	SG1	60	Profil 1	125*	8 V
C6	2.500	SG1	60	Profil 1	80	6,5 V
C7	2.500	SG1	60	5.500	120*	8 V
C8	2.500	SG1	60	5.500	80	8 V#
C9	2.500	SG1	60	Profil 2	120*	6,5 V
C10	2.450	SG1	60	Profil 3	145*	8 V
C11	2.500	SG1	60	Profil 3	170*	6,5 V
Versuchsreihe D: Versuche mit variablem Ölvolumenstrom						
D1	2.500	SG1	120	5.500	175*	6,5 V
D2	2.500	SG1	30	5.500	140*	6,5 V
D3	2.500	SG1	15	5.500	125*	6,5 V
D4	2.500	SG1	8	5.500	115*	6,5 V

* Versuch aufgrund von Temperaturüberschreitung oder hoher Körperschallwerte vorzeitig abgebrochen

Stromlose Einlaufphase vor Applikation der elektrischen Zusatzbelastung

Je nach Versuchstyp sind die unterschiedlichen Läufe in Tabelle 5.1 in stromlose Versuche (Typ A), Versuche mit konstantem elektrischen Arbeitspunkt (Typ B), Versuche mit konstanter Spannung (Typ C) sowie Versuche mit variierender Schmierstoffzufuhr (Typ D) unterteilt. Die angegebene Pressung wurde mit Hilfe von BEARINX[36] auf der Grundlage von Belastung und Wellengeometrie ermittelt und bezieht sich jeweils auf die vor Versuchsstart eingestellte Axialkraft. Da einige Versuchsläufe mit variierender Drehzahl gefahren wurden, ist in diesen Fällen anstatt der Drehzahl die Art des Drehzahlprofils angegeben. Die im Rahmen dieser Arbeit ausgewerteten Profile 1, 2 und 3 sind in Bild 5.1 schematisch dargestellt und werden zu einem späteren Zeitpunkt während der Diskussion einzelner Versuchsläufe näher erläutert. Bei Versuchen, die aufgrund zu hoher Temperaturentwicklung oder zu hoher Körperschallwerte noch vor dem geplanten Versuchsende abgebrochen wurden (Ausfälle) ist die Versuchslaufzeit mit einem zusätzlichen Stern (*) gekennzeichnet. Eine Raute (#) bei der Angabe der elektrischen Zusatzbelastung markiert darüber hinaus Versuche mit stromloser Einlaufphase (siehe C2, C8).

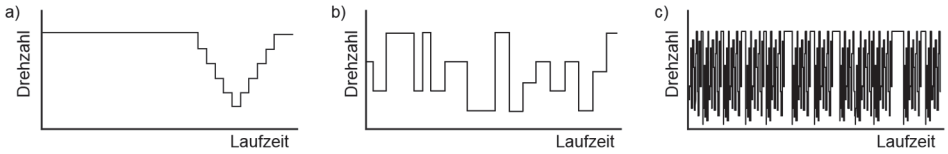


Bild 5.1: Drehzahlprofil 1 mit Drehzahlrampe (a), Drehzahlprofil 2 mit einer geringen Anzahl an Drehzahlwechseln (b) und Drehzahlprofil 3 mit einer hohen Anzahl an Drehzahlwechseln (c)

Da einzelne Versuche aufgrund der limitierten Prüfkapazitäten und der langen Versuchslaufzeiten kaum statistisch abgesichert werden konnten und darüber hinaus bisher keine Erfahrungen mit ähnliche Prüfsystemen vorliegen, ist eine fundierte, abschließende Bewertung der vorliegenden Messdaten und Versuchsläufe nur eingeschränkt möglich. Die folgenden Abschnitte stellen daher lediglich eine Interpretation der bislang generierten Messdaten unter Berücksichtigung des aktuellen Wissensstands dar.

[36] BEARINX ist ein Berechnungswerkzeug aus dem Hause Schaeffler, das bei der Berechnung wälzgelagerter Wellen den Einfluss der Wellendurchbiegung und der Elastizitäten der Wälzkontakte mitberücksichtigt.

5.1 In situ IR-Analyse ohne elektrische Zusatzbelastung

Bei der Auswertung der IR-Absorptionsbanden nach dem in Abschnitt 4.2.3 beschrieben Verfahren zeigt sich, dass alle untersuchten Bandenbereiche während des laufenden Betriebs deutlichen Schwankungen unterworfen sind, die über das zuvor ermittelte Grundrauschen (Abschnitt 4.2.5) hinausgehen. Obwohl die genauen Ursachen dieser ständigen Schwankungen bisher nicht abschließend geklärt werden konnten, lassen sich jedoch unabhängig hiervon klar sichtbare und gut reproduzierbare Trends erkennen, die zur Auswertung herangezogen und mit den restlichen Messdaten des Prüfstands korreliert werden können.

Aufgrund des ausgedehnten Versuchsumfangs können im weiteren Verlauf nicht alle durchgeführten Experimente einzeln diskutiert werden. Stattdessen werden die wichtigsten Erkenntnisse anhand charakteristischer Beispiele erörtert und hierbei zugleich die analytischen Möglichkeiten der in situ FTIR-Spektroskopie aufgezeigt. Im Folgenden wird zunächst der Aufbau tribochemischer Schichten beim Einlauf eines Wälzlagers betrachtet. Im Anschluss steht das Verhalten der EP/AW-Additive unter Mischreibungsbedingungen sowie das Auftreten von Neutralisationsreaktionen im Fokus.

5.1.1 Tribochemisches Einlaufverhalten

Werden neue und unbehandelte Prüflager bei konstanter Drehzahl mit dem Schaltgetriebeöl SG1 eingefahren, so ergibt sich bei der Auswertung der Infrarotbanden ein charakteristischer Kurvenverlauf, an dem das Einlaufverhalten der Prüflager aus tribochemischer Sicht nachvollzogen werden kann. Da das verwendete Getriebeöl sowohl Zinkdithiophosphate als auch überbasische Calciumsulfonate enthält, wurden die zeitlichen Verläufe der ZDDP-Bande, der Sulfonatbande sowie der Carbonylbande – welche Aufschluss über das Ausmaß der Ölalterungsprozesse im Kontakt gibt – bei verschiedenen Drehzahlen und Volumenströmen aufgezeichnet (Versuche A1-A5). Bild 5.2 zeigt beispielhaft die tribochemische Einlaufphase eines Prüflagers bei 5.500 min^{-1} über einen Zeitraum von 300 Stunden (Versuch A1). Anhand von Schmierstofftemperatur und Drehzahl berechnet sich ein Viskositätsverhältnis von $\kappa = 4{,}7$, was darauf schließen lässt, dass die lasttragenden Kontakte im Bereich der Vollschmierung arbeiten und Festkörperkontakte weitestgehend ausgeschlossen werden können.

Basierend auf den gemessenen IR-Spektren lässt sich der Versuchsverlauf in drei Phasen einteilen.

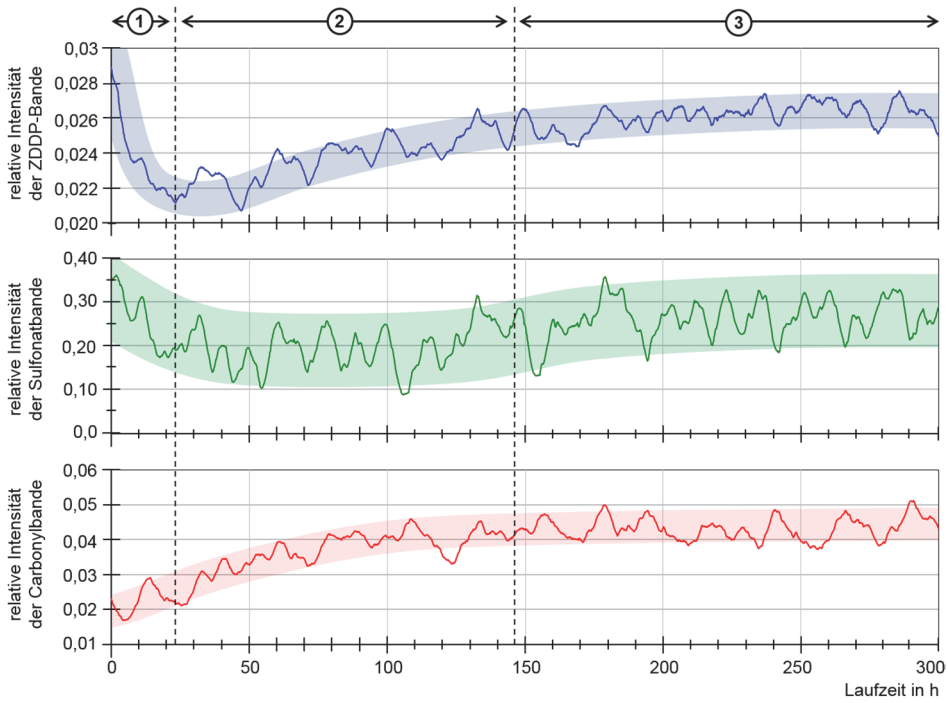


Bild 5.2: Charakteristischer zeitlicher Verlauf der ZDDP-Bande, der Sulfonatbande und der Carbonylbande während des tribochemischen Einlaufs der Prüflager (Versuch A1)

In der ersten Phase des Versuchslaufs (1) werden zunächst die ab Werk aufgetragenen Korrosionsschutzschichten abgetragen und in der Folge kontinuierlich durch stabilere tribochemische Reaktionsschichten ersetzt. In diesem Zeitraum kann an den Prüflagern ein starker Abfall der lokalen Konzentration schichtbildender Additive nachvollzogen werden, während das Niveau der Carbonylbande und somit der Ölalterung aufgrund der vermehrt zur Verfügung stehenden freien metallischen Oberflächen langsam ansteigt. Nach ca. 25 Stunden sind die ursprünglichen Korrosionsschutzschichten weitestgehend abgetragen und die darauffolgende zweite Phase (2) wird maßgeblich durch den Aufbau neuer, scherstabilerer Grenzschichten bestimmt. In diesem Abschnitt des Versuchs steigt die lokale Konzentration der Zinkdialkyldithiophosphate im Schmierstoff wieder an bis sich nach ca. 150 Stunden ein näherungsweise konstantes Niveau ausgebildet hat. Da sich die Carbonylausschüttung im weiteren Verlauf nicht weiter erhöht, kann ab diesem Zeitpunkt davon ausgegangen werden, dass sich weitgehend geschlossene Oberflächenschichten ausgebildet haben. In der

anschließenden dritten Phase (3) sind nur noch geringfügige Änderungen im zeitlichen Verlauf der Additivbanden erkennbar. Da das ursprüngliche Konzentrationsniveau der schichtbildenden Zinkdialkyldithiophosphate und Sulfonate im Kontakt nicht mehr erreicht wird, muss angenommen werden, dass die Additive weiterhin in geringem Umfang an tribochemischen Reaktionen beteiligt sind und der Schichtauf- bzw. umbau verlangsamt weiter fortschreitet. Bild 5.3 verdeutlicht den Ablauf der Umbauprozesse an den funktionalen Oberflächen der Wälzlager.

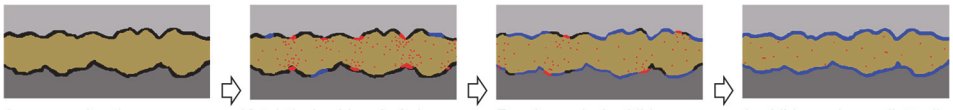


Bild 5.3: Schematische Darstellung des Schichtaufbaus während der Einlaufphase

Während der Einlaufphase von Wälzlagern werden die tribochemischen Einlaufprozesse auch immer von simultan ablaufenden mechanischen Einlaufprozessen begleitet (siehe Abschnitt 2.1.3). Die gemessenen Effekte könnten daher auch zum Teil auf die Folgen des mechanischen Einlaufs zurückgeführt werden. Allerdings sprechen der Schmierungszustand (Vollschmierung, $\kappa = 4{,}7$) und der Umstand, dass das ZDDP-Niveau zu Beginn des Versuchs nicht schlagartig absinkt, sondern langsam über mehr als 20 Stunden abfällt dafür, dass die gemessenen Veränderungen im Schmierstoff primär auf (tribo)chemische Phänomene zurückzuführen sind. Vergleicht man die gemessenen Bandenverläufe mit den Versuchen A3 und A4 (nicht dargestellt), so vollzieht sich der Schichtaufbau bei niedrigeren Drehzahlen infolge der vermehrten Festkörperkontakte zwar deutlich schneller, ist jedoch aufgrund der vielfältigen tribochemischen Nebenreaktionen mit Hilfe der FTIR-Spektrometrie wesentlich schlechter nachvollziehbar.

Bei der anschließenden Demontage und Analyse der Lager sind die gebildeten ZDDP-Schichten mit dem bloßen Auge auf den Laufbahnen als blaue oder bräunliche Verfärbung sichtbar (siehe Bild 4.14, Zustand 3). Nach FUJITA und SPIKES [134] bedarf es bei Temperaturen unter 110 °C einer mechanischen Aktivierung durch Rauheitskontakte, damit es zum Aufbau von ZDDP-Tribofilmen kommt. Dies spricht klar dafür, dass es selbst unter vermeintlich hydrodynamischen Bedingungen ($\kappa = 4{,}7$) noch immer zu vereinzeltem Kontakt von Rauheitsspitzen kommt, auch wenn dieser

vergleichsweise selten auftritt und hinsichtlich der Lagerlebensdauer lediglich eine untergeordnete Rolle spielt.

5.1.2 Chemische Reaktionen bei Mischreibungsbetrieb

Arbeiten die Lager infolge einer Absenkung der Drehzahl oder einer niedrigeren Schmierstoffviskosität im Mischreibungsbetrieb, so kommt es zu einer verstärkten mechanischen Aktivierung der schichtbildenden Additive und in direkter Folge zu Auf,- Ab- und Umbauprozessen der Grenzschichten. Diese komplexen tribochemischen Reaktionen können im Infrarotspektrum des Schmierstoffs nachvollzogen werden, sind jedoch aufgrund der vielfältigen Reaktionswege und äußeren Einflüsse nicht immer eindeutig interpretierbar.

Um Einflüsse durch den in Abschnitt 5.1.1 diskutierten initialen Schichtaufbau im nächsten Beispiel so weit wie möglich auszuschließen, wurden die Prüflager über 200 Stunden bei maximaler Drehzahl eingefahren, so dass sich für die ausgewerteten Spektralbereiche weitgehend konstante Absorptionswerte ergeben und von einem stabilen Oberflächenzustand ausgegangen werden kann. Anschließend wurde der Reibungszustand der Prüflager durch eine zeitweise Absenkung der Drehzahl verändert, um das Verhalten des Systems unter milden Mischreibungsbedingungen zu studieren (siehe Bild 5.1a, Drehzahlprofil Typ 1). Hierfür wurde die Drehzahl alle zwei Stunden schrittweise von 5.500 min^{-1} auf 1.500 min^{-1} abgesenkt und im direkten Anschluss im gleichen Modus wieder bis auf Maximaldrehzahl angehoben. Um eine gute Vergleichbarkeit mit dem eingangs beschriebenen Einlaufexperiment (Versuch A1) zu gewährleisten wurden die Versuche A9 und A10 unter identischen Randbedingungen durchgeführt. Bild 5.4 zeigt das gefahrene Drehzahlprofil, die am Prüfstand gemessenen Verläufe von Schmierstofftemperatur und Axialkraft sowie die aus den Messdaten berechneten Werte für das Viskositätsverhältnis κ und den Schmierfilmdickenparameter Λ an Innen- und Außenring am Beispiel des Versuchslaufs A9.

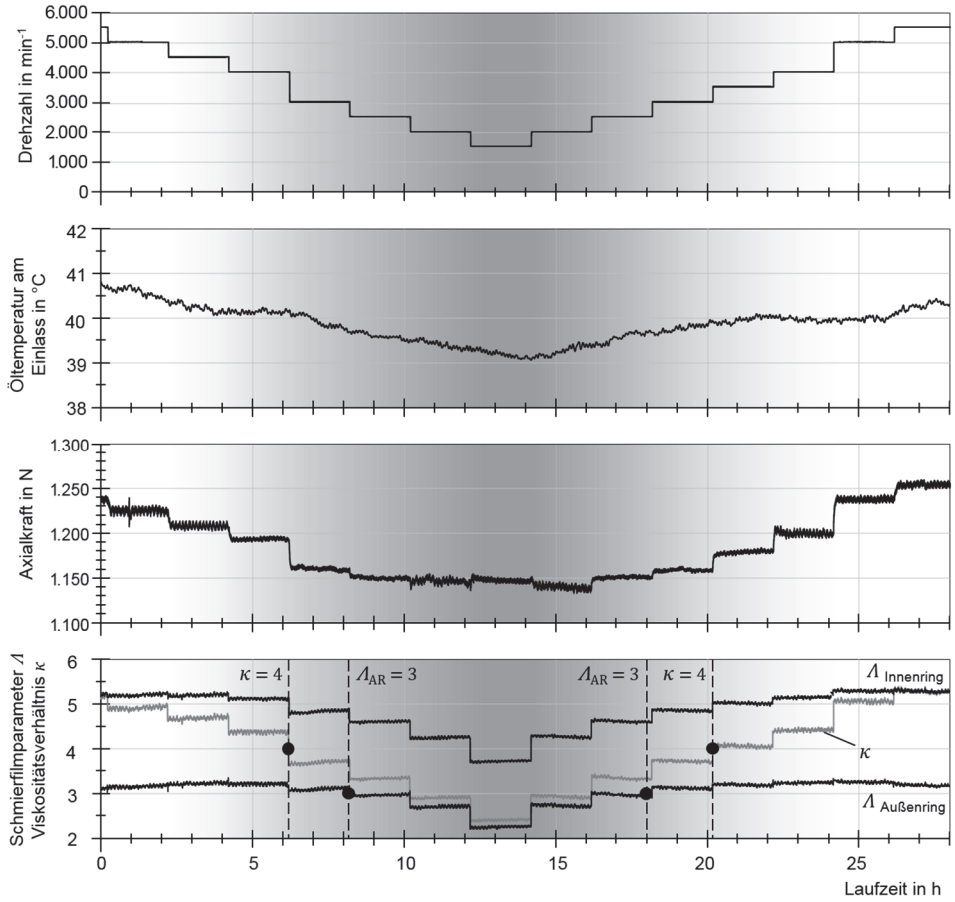


Bild 5.4: Zeitlicher Verlauf der Drehzahl, der Schmierstofftemperatur am Eingang der Lagerkammer, der Axialkraft sowie des Viskositätsverhältnisses und der Schmierfilmparameter an Innen- und Außenring bei schrittweiser Absenkung bzw. Anhebung der Drehzahl (Versuch A9)

Wie anhand der Kurvenverläufe deutlich wird, unterliegt die Schmierstofftemperatur während des Versuchs trotz der veränderten Drehzahlen aufgrund des geregelten Lagerheizsystems nur relativ geringen Schwankungen. Dies ist besonders in Hinblick auf die Auswertung der FTIR-Messung von Bedeutung, da Temperaturänderungen nicht nur die Schmierstoffviskosität verändern, sondern auch einen starken Einfluss auf das gemessene IR-Spektrum besitzen können. Überraschend große Abweichungen ergeben sich bei der gemessenen Axialkraft. Da sich weder Lager- noch Schmierstofftemperaturen während der Drehzahlabsenkung sprunghaft ändern, können thermische Ausdehnungseffekte als Ursache ausgeschlossen werden. Der gemessene Verlauf erklärt sich vielmehr aus dem drehzahlabhän-

gigen Druckaufbau im EHD-Kontakt, der sich zur Vorspannung addiert und sich im Axialkraftverlauf niederschlägt. Das gleiche Phänomen kann in ähnlicher Form auch beim An- und Abfahren der Lager beobachtet werden (nicht dargestellt). Bei der Betrachtung der Schmierfilmparameter, welche anhand der aufgezeichneten Daten berechnet wurden, zeigt sich, dass rein rechnerisch nur am Außenring Mischreibungsbetrieb zu erwarten ist. Während Λ_{AR} bereits bei 3.000 min^{-1} den Grenzwert $\Lambda = 3$ erreicht, fällt Λ_{IR} zu keinem Zeitpunkt unter einen Wert von 3,5. Die große Differenz zwischen den Schmierfilmparametern des Innen- und Außenring ergibt sich hierbei vor allem aus den unterschiedlichen Oberflächenrauheiten der Laufbahnen (siehe Tabelle 4.4).

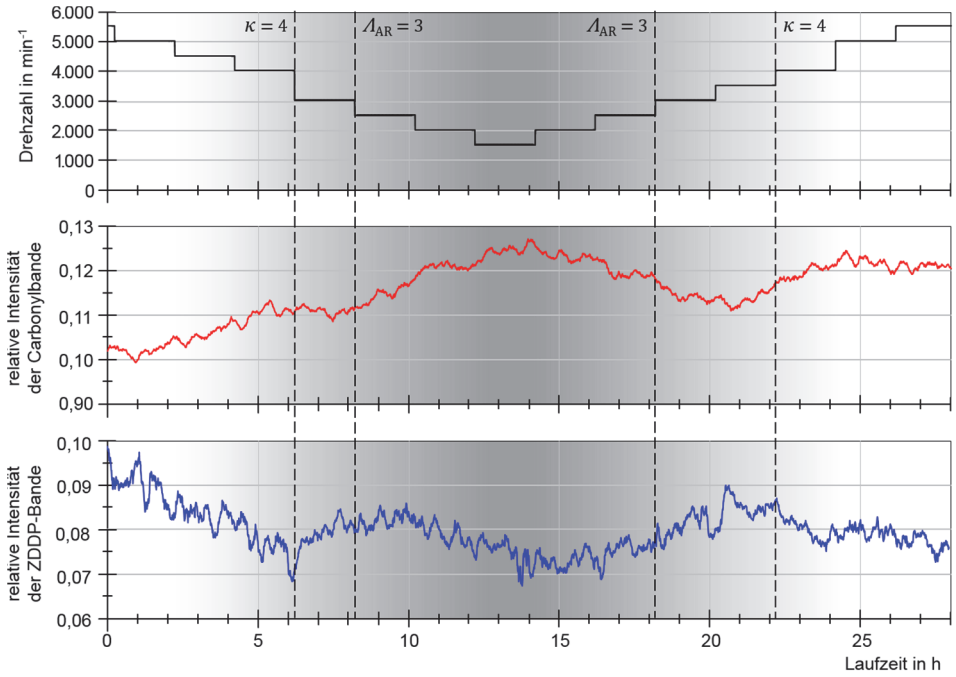


Bild 5.5: Zeitlicher Verlauf der Carbonylbande und der ZDDP-Bande bei schrittweiser Absenkung bzw. Anhebung der Drehzahl (Versuch A9)

Ermittelt man den Übergang zwischen Vollschmierung und Mischreibung anhand des Viskositätsverhältnisses ($\kappa = 4$), so fällt dieser in den Drehzahlbereich zwischen 3.500 min^{-1} und 4.000 min^{-1} und deckt sich mit $\Lambda_{AR} \approx 3{,}2$. Da es sich beim Übergang von Mischreibung zu EHD-Schmierung in der Realität eher um einen graduellen Verlauf als um eine feste Grenze handelt, wurden die in Bilder 5.4, 5.5 und 5.6 dargestellten Daten basierend auf diesen Reibzustandsabschätzungen mit einem Farbverlauf hinterlegt. Je

dunkler der Grauton desto höher ist der angenommene Festkörperkontakt- oder Mischreibungsanteil. Auch im Falle der niedrigsten Drehzahl (1.500 min^{-1}; $\kappa = 2{,}4$; $\Lambda_{AR} \approx 2{,}3$) ist hierbei noch immer von milden Mischreibungsbedingungen auszugehen. Bild 5.5 zeigt die Reaktion der schichtbildenden ZDDP-Additive sowie die Entwicklung von Ölalterungsprodukten während der gezielten Änderung des Kontaktzustandes anhand der ausgewerteten Absorptionsbanden.

Zu Beginn der Drehzahlabsenkung zeigt sich ein konstant hohes Konzentrationsniveau an Zinkdithiophosphaten und eine geringe Intensität der Carbonylbande. Da der Verbrauch schichtbildender Additive im Kontaktbereich zu diesem Zeitpunkt offensichtlich sehr niedrig ist, kann angenommen werden, dass auf den Kontaktoberflächen vollständig ausgebildete Grenzschichten vorliegen. Erst beim Übergang in den Mischreibungsbereich kommt es zunehmend zur Absenkung des ZDDP-Konzentrationsniveaus, während die Ausschüttung alterungsbedingter Carbonylverbindungen immer weiter zunimmt. Die höchste Carbonylausschüttung wird zusammen mit dem maximalen Additivverbrauch bei 1.500 min^{-1} gemessen. Kurz nach dem Durchschreiten des Drehzahlminimums sind sowohl der ZDDP-Verbrauch als auch der Ausstoß an Alterungsprodukten im Kontakt rückläufig. Obwohl sich beide Konzentrationsniveaus in der Folge wieder ihrem Ausgangswert annähern, wird der ursprüngliche Grenzschichtzustand, wie er vor dem Mischreibungsbetrieb vorlag, nicht mehr erreicht. Stattdessen belegen die ausgewerteten IR-Spektren, dass es auch nach der Rückkehr zu hohen Drehzahlen zu verstärkten Alterungsprozessen und einem hohen Additivverbrauch kommt. So verharrt die Bande der schichtbildenden Additive auf einem mittleren Niveau, während die Ölalterung nach dem Durchschreiten eines kurzzeitigen Minimums einen sehr hohen Wert einnimmt. Dies stellt eine deutliche Veränderung gegenüber dem Ausgangszustand dar und lässt sich mit hoher Wahrscheinlichkeit darauf zurückführen, dass die Oberflächenschichten während des Mischreibungsbetriebs infolge vermehrter Festkörperkontakte stark geschert und zum Teil abgetragen werden. Die hierbei freigelegten metallischen Oberflächen führen im Zusammenspiel mit dem erhöhten Energieeintrag bei hohen Drehzahlen wiederum zu einer verstärkten katalytischen Ölalterung und einem erhöhten Verbrauch schichtbildender Additive.

5.1.3 Neutralisationsreaktionen überbasischer Detergentien

Neben dem direkten Nachweis von Carbonylverbindungen können mit Hilfe der IR-Spektroskopie auch Folgereaktionen saurer Verbindungen detektiert werden. Während schwache Säuren überwiegend in Detergentmizellen eingelagert werden [129], können starke Säuren in der Gegenwart überbasischer Additive durch die anorganische Base des Kerns neutralisiert werden. Gleichung 5.1 zeigt beispielhaft die chemische Reaktion einer Carbonsäure mit dem Calciumcarbonat eines basischen oder überbasischen Detergents.

$$2R(CH_2)_nCOOH + CaCO_3 \rightarrow [R(CH_2)_nCOO^-]_2Ca^{2+} + H_2CO_3 \qquad (5.1)$$

Da das als Schmierstoff eingesetzte Schaltgetriebeöl überbasische Calciumsulfonate enthält, (siehe Abschnitt 2.6.3), die durch Autoxidationsprozesse (siehe Abschnitt 2.6.1) gebildete Säuren neutralisieren, können Ölalterungsreaktionen im Kontakt auch indirekt anhand der Neutralisationsprodukte verfolgt werden. Während das saure Edukt im Infrarotspektrum als Bestandteil der Carbonylbande erfasst wird, erscheint das gebildete Calciumcarboxylat separat im Spektralbereich zwischen 1.540 cm^{-1} und 1.560 cm^{-1}. Da das Carbonat im Kern der Detergentpartikel in sehr großem Überschuss vorliegt und die zur Auswertung herangezogene Schwingung nur sehr schwach ausgeprägt ist, kann bei der Neutralisationsreaktion keine Konzentrationsabnahme erwartet werden. Nach der Reaktion fallen die gebildeten Carboxylatsalze nicht aus, sondern werden über einen weiten Bereich durch das Detergens solubilisiert [307]. Bild 5.6 zeigt die während des Prüflaufs gemessenen Bandenverläufe des Carbonyls, des Carbonats sowie der Calciumcarboxylate (Versuch A9).

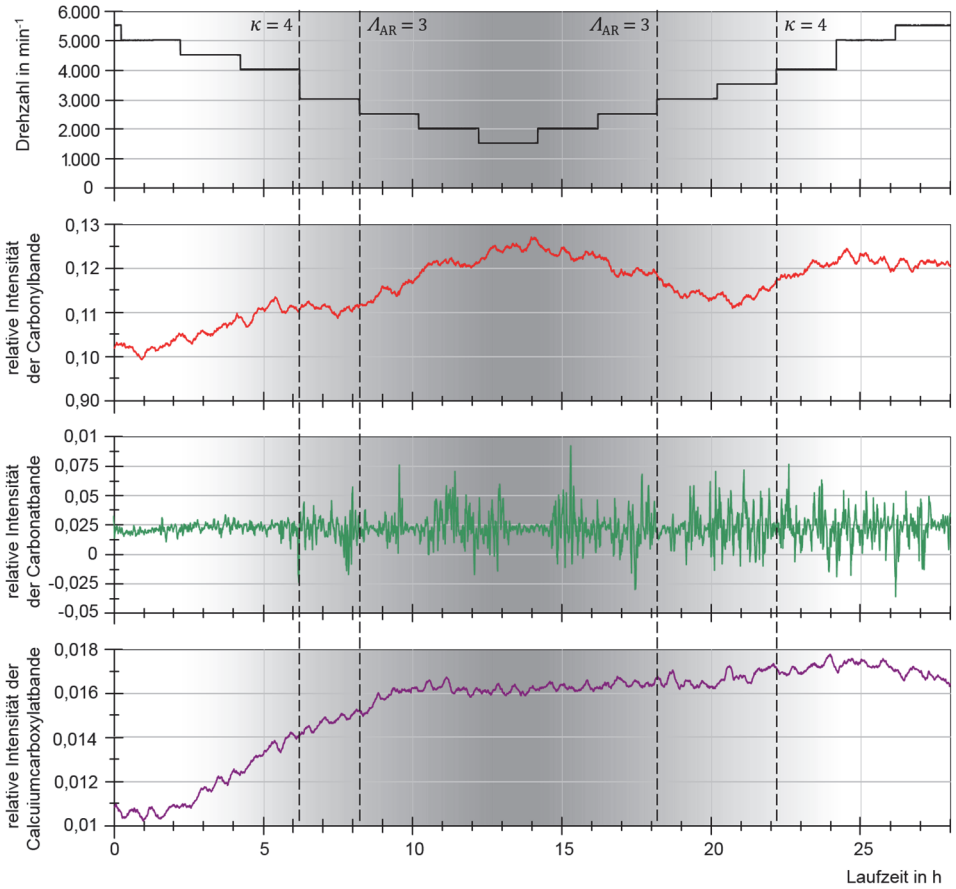


Bild 5.6: Zeitlicher Verlauf der Carbonylbande, der Carbonatbande und der Calciumcarboxylatbande bei schrittweiser Absenkung bzw. Anhebung der Drehzahl (Versuch A8)

Erwartungsgemäß ist der zeitliche Verlauf der Carbonatbande wenig aussagekräftig und zeigt als einzig markantes Merkmal eine erhöhte Streuung der gemessenen Werte, wenn infolge des Mischreibungsbetriebs vermehrt Reaktionspartner (Säuren) zur Verfügung stehen und es zur Bildung von Calciumcarboxylaten kommt. Diese werden erst bei Drehzahlen unterhalb von 5.000 min^{-1} in nennenswertem Umfang ausgeschüttet, wenn der Grad der Trennung der Oberflächen im Kontakt abnimmt und Ölalterungprozesse zunehmend beschleunigt werden. Im weiteren Versuchsverlauf steigt das Konzentrationsniveau der Carboxylatverbindungen mit dem Anteil an Festkörperkontakten kontinuierlich an bis sich der gemessene Wert im moderaten Mischreibungsbereich wieder stabilisiert. Während des nachfolgenden Drehzahlanstiegs sinkt der Carboxylatspiegel nicht mit der Carbonylausschüttung ab, sondern verharrt bis auf einen geringfügigen Anstieg

beim Übergang in den EHD-Bereich weitgehend auf konstant hohem Niveau. Der beobachtete Kurvenverlauf spricht daher dafür, dass die Neutralisationsreaktion nicht direkt an die Carbonylausschüttung gekoppelt ist und nur ein Teil der im Kontakt gebildeten Säuren sofort neutralisiert wird.

Aufgrund der hohen Komplexität der tribochemischen Reaktionen im Kontakt und der enormen Bandbreite an beteiligten Substanzen ist mit Hilfe der eingesetzten Infrarottechnik keine tiefere in situ Analyse der Schmierstoffchemie möglich. Jedoch ist aus den vorgestellten IR-Bandenverläufen klar ersichtlich, dass sich selbst bei kurzfristigem Mischreibungsbetrieb bereits messbare Änderungen in der tribochemischen Aktivität des Wälzkontaktes ergeben und dass die Grenzschichten im Anschluss in einem veränderten Zustand vorliegen. Besonders die Analyse der Ausschüttung von Alterungsprodukten wie Carbonylverbindungen und Carboxylaten erlaubt es, Rückschlüsse auf den Zustand der Grenzschichten im Kontakt zu ziehen. Versuchsläufe, die aufgrund höherer Schmierstofftemperaturen (A6) oder niedrigerer Drehzahlen (A3, A4) stärkere Mischreibungsbedingungen aufweisen, zeigen grundsätzlich ähnliche Bandenverläufe, sind jedoch aufgrund der stark erhöhten chemischen Reaktivität des Systems und dem damit verbunden Auftreten IR-aktiver Spezies oftmals schwieriger auszuwerten und zu interpretieren.

5.2 Das Spannungsverhalten bei elektrischer Zusatzbelastung

Neben der Infrarotspektroskopie kann auch das Spannungsverhalten der Lager Aufschluss über den Aufbau von Grenzschichten geben. Da der Potentialaufbau zwischen Lagerringen und Wälzkörpern nicht nur eine Folge des trennenden Schmierfilms ist, sondern auch durch die Ausbildung tribochemischer Isolationsschichten beeinflusst wird (siehe Abschnitt 2.7.3), ist die Höhe der Grenzspannung U_{Grenz} ab der es zu elektrischen Entladungen über den Schmierspalt kommt (siehe Abschnitt 2.5.2) von besonderem Interesse. Ermittelt man U_{Grenz} unter kontrollierten Betriebsbedingungen, so können anhand der zeitlichen Entwicklung Rückschlüsse über Ausbildung und Zustand der Grenzschichten gezogen werden. U_{Grenz} ist hierbei einerseits von den chemischen und physikalischen Eigenschaften des Schmierstoffs (chemische Struktur, Viskosität, Dichte und Additivierung) und andererseits vom Reibungszustand des Systems abhängig. Störende Einflüsse infolge von Partikeln und Verunreinigungen können im Rahmen dieser Untersuchungen dagegen weitestgehend ausgeschlossen werden, da sowohl

Schmierstoff als auch Filter vor jedem Versuchslauf gewechselt werden und der Schmierstoffkreislauf hierbei mehrfach mit Frischöl gespült wird.

Um das Spannungsverhalten und die Höhe der Grenzspannung der Prüflager während des Betriebs zu analysieren, werden in regelmäßigen Abständen elektrische Kennlinien aufgenommen. Hierzu wird die Spannung des Netzteils alle zehn Sekunden schrittweise um 0,2 V erhöht und währenddessen das Spannungsverhalten an den Lagern aufgezeichnet. Anschließend kann der Spannungsverlauf über die Zeit oder die gemessene Stromstärke aufgetragen und U_{Grenz} ermittelt werden. Bild 5.7 zeigt die Spannungsverläufe an Netzteil und Prüflagern sowie die Grenzspannung und das Auftreten Entladungen während der Aufnahme einer Kennlinie.

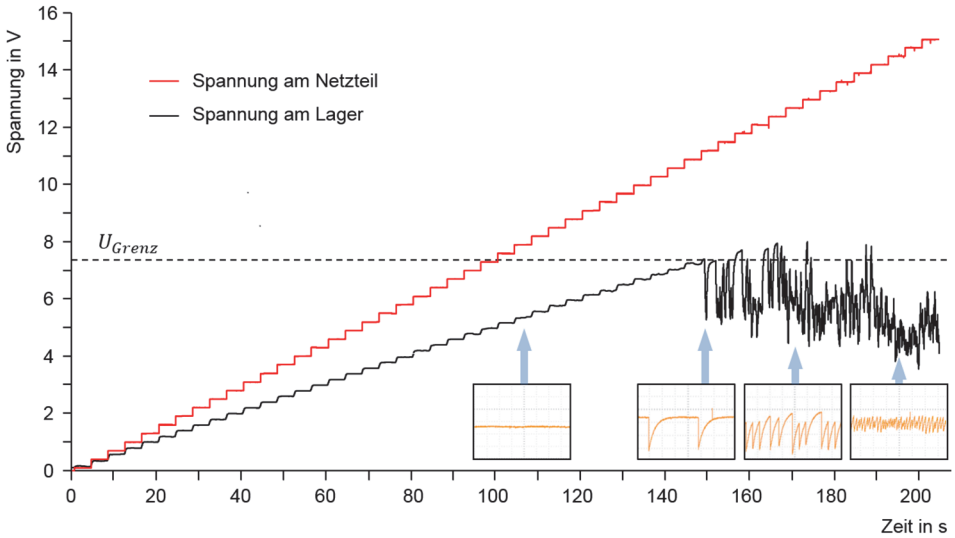


Bild 5.7: Darstellung einer elektrischen Kennlinie mit Grenzspannung sowie Oszilloskopaufnahmen charakteristischer Entladungsbereiche

Zu Beginn der Kennlinienaufnahme steigt die Spannung an den Lagern mit steigender Versorgungsspannung zunächst linear an. Die Differenz aus angelegter Netzspannung und Lagerspannung fällt hierbei vollständig am Strombegrenzungswiderstand ab (siehe Abschnitt 3.3). Bei Überschreitung der Grenzspannung bricht der Widerstand des Lagers dann erstmals ein, so dass erste Entladungen über den Schmierspalt auftreten, die mit Hilfe des Oszilloskops beobachtet werden können. Hierbei kommt es im Bereich nahe U_{Grenz} zunächst zu relativ wenigen Entladungen mit vergleichsweise hohen Spannungsamplituden. Bei einem weiteren Spannungsanstieg erhöht sich die Frequenz der Ereignisse zunehmend, während die Amplitude und somit auch die Stärke der einzelnen Entladungen abnimmt. Das elek-

trische Verhalten der Wälzlager steht hierbei im Einklang mit den Berichten anderer Autoren [27, 250].

Bei genauer Analyse des Spannungsverhaltens zeigt sich darüber hinaus, dass das System in Bezug auf die Grenzspannung einen ausgeprägten Hystereseeffekt aufweist. In Abhängigkeit der Vorgeschichte kann das System somit bei gleicher Eingangsgröße (Netzteilspannung) einen von mehreren möglichen Zuständen einnehmen: Je nachdem ob die Spannung aus dem stabilen Betriebsbereich bis in den Bereich elektrischer Entladungen gesteigert oder aus diesem bis in den stabilen Bereich abgesenkt wird, ergeben sich unterschiedliche Werte für U_{Grenz}. Trägt man die Spannung über die Stromstärke auf, ergibt sich ein Verlauf wie er in Bild 5.8 schematisch dargestellt ist. Während bei ansteigender Spannung eine sehr hohe Grenzspannung erzielt wird, verschiebt sich der Übergang zum Entladungsgebiet bei fallender Spannung in niedrigere Regionen. Dieser Effekt beruht vermutlich darauf, dass sich infolge der teilweisen Ionisation des Schmierstoffs während der Entladung die Leitfähigkeit im Durchschlagsbereich temporär erhöht und somit nachfolgende Entladungsereignisse erleichtert werden. Um diesen Einfluss auf die Grenzspannung im weiteren Verlauf der Arbeit ausschließen zu können, wurde U_{Grenz} daher ausschließlich bei steigender Spannung ermittelt.

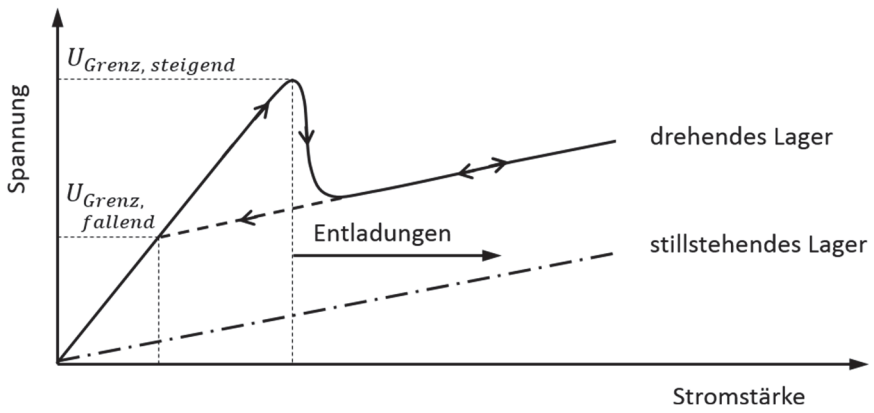


Bild 5.8: Schematische Darstellung des Grenzspannungsverlaufs bei steigender bzw. fallender Netzspannung

5.2.1 Das Spannungsverhalten bei konstanter Drehzahl

Auch wenn alle entscheidenden Faktoren wie Pressung, Drehzahl, Temperatur und somit auch die Schmierfilmdicke nahezu konstant bleiben, kann in allen durchgeführten Versuchen eine deutliche Verschiebung der Grenzspannung beobachtet werden. Während zu Beginn eines Versuchs je nach Ausgangsbedingungen zumeist niedrige Durchschlagsspannungen in der Größenordnung von 0,5 V bis 2 V gemessen werden, steigen diese während eines Prüflaufs in der Regel kontinuierlich an und können nach dem Einlauf der Lager (ca. 100-150 h bei 5.500 min^{-1}) mehr als das Zehnfache des ursprünglich gemessenen U_{Grenz}-Wertes erreichen. Die gemessenen Veränderungen sind hierbei auf den fortlaufenden Auf-, Ab- und Umbau tribochemischer Grenzschichten an den Laufbahnoberflächen zurückzuführen und decken sich mit den mittels IR-Spektroskopie beobachteten Schichtaufbau- und Einlaufprozessen des Lagers. Kommt es während eines Versuchslaufs zum Auftreten von Lagerschäden, so brechen die aufgenommenen Kennlinien aufgrund der freigesetzten Partikel und des metallisch leitenden Abriebs ein, was sich in einer messbaren Absenkung der Grenzspannung widerspiegelt.

Bild 5.9 zeigt den zeitlichen Verlauf der gemessenen U/I-Kennlinien während eines Prüflaufs unter Gleichstrombelastung (B1) ähnlich dem tribochemischen Einlaufversuch aus Abschnitt 5.1.1. Während des Versuchs wurden alle sechs Stunden neue Kennlinien aufgenommen und die Spannung des Netzteils so angepasst, dass die Prüflager immer im Entladungsbereich nahe U_{Grenz} betrieben wurden. Die anhand der Kennlinien ermittelten Durchschlagspunkte sind in Bild 5.9 mit Markierungen versehen. Da davon ausgegangen werden kann, dass sowohl Schmierfilmdicke als auch Leitfähigkeit des Schmierstoffs während des Versuchs nahezu unverändert bleiben, ist die steigende Isolationswirkung des Lagers auf Veränderungen im Bereich der Grenzschichten zurückzuführen und resultiert aus der zunehmenden Ausbildung isolierender Reaktionsschichten im geschmierten Kontakt. Nach einer Versuchslaufzeit von ca. 120 Stunden treten infolge der Gleichstrombelastung erste Lagerschäden auf, die sowohl am Einbruch der Grenzspannung als auch anhand der Körperschalldaten und eines Anstiegs der Lagertemperatur nachvollzogen werden können.

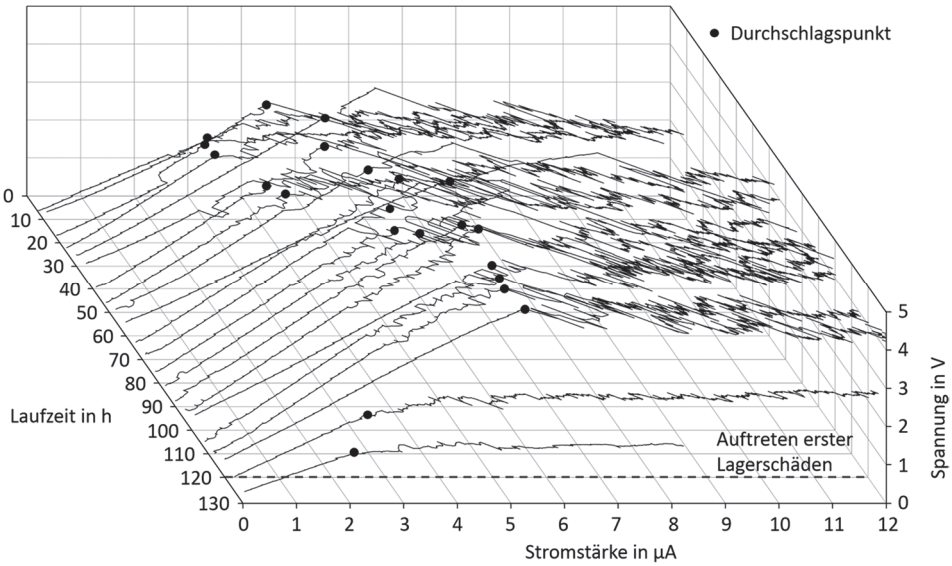


Bild 5.9: *U*/*I*-Kennfeld des Versuchslaufs B1

Unabhängig davon ob die Prüflager mit Gleichstrom belastet werden oder nicht, kann ein derartiger Anstieg des Lagerwiderstands durchgängig bei allen Versuchsläufen beobachtet werden. Neben dem drastischen Einbruch der Isolationswirkung beim Auftreten von Ausbrüchen oder metallischem Abrieb zeigen sich bei langen Laufzeiten im Grenzspannungsverlauf gelegentlich ähnliche Unstetigkeiten, ohne dass erkennbare Betriebsstörungen oder Schäden vorliegen. Obwohl die Grenzspannung bei längeren Versuchen wiederholt um mehrere Volt einbrechen kann, finden sich bei der abschließenden metallografischen Untersuchung der Prüflager oftmals weder Pittings noch andere Oberflächenschäden. Darüber hinaus ergeben sich bei einer Auswertung der Körperschall-, Drehmoment- und Lagertemperaturdaten für den betreffenden Zeitraum keine Unregelmäßigkeiten. Eine mögliche Erklärung für diese Erscheinungen könnte daher die Gegenwart von Partikeln oder Verunreinigungen im Schmierspalt darstellen, die entweder durch direkten Kontakt oder durch Störung des EHD-Films zu einer Beschädigung der Grenzschichten führen, wodurch die Isolationswirkung des Systems zeitweise herabgesetzt wird.

Um den Einfluss der Additivierung auf den Verlauf der Grenzspannung zu untersuchen wurden weitere Prüfläufe mit unterschiedlichen Schmierstoffen unternommen. Neben dem Schaltgetriebeöl SG1 (B7) wurden hierbei eine additivfreie PAO-Basisölmischung gleicher Viskosität (B8), sowie die additivierte PAO-Mischung Öl2 eingesetzt (B9). In allen drei Fällen ist infolge von Reaktionsschichtbildung an den Oberflächen ein deutlicher

Anstieg der Durchschlagsspannung festzustellen. Erwartungsgemäß werden bei den Versuchen mit vollständig formuliertem Öl (SG1) höhere Grenzspannungen erzielt werden als mit reinem Basisöl (PAO). Beim Einsatz des mit schichtbildenden Wirkstoffen additivierten Basislöls (ÖL2) zeigen die Lager hingegen ähnliche Eigenschaften wie beim Einsatz des Getriebeöls.

Während bei den additivierten Ölen SG1 und Öl2 die Ausbildung tribochemischer Grenzschichten maßgeblich für den Anstieg der Grenzspannung verantwortlich ist, kann der Anstieg im Fall des Basisöls vermutlich auf Ölalterungsprodukte und im System verbliebene Additivreste zurückgeführt werden, die während des Spülvorgangs zwischen den Versuchen nicht vollständig entfernt werden konnten. Darüber hinaus kann die Ausbildung schlechtleitender Oxidschichten zur Isolationswirkung beitragen. Der Einfluss der Grenzschichten auf die Isolationswirkung des Systems wird umso deutlicher wenn man bedenkt, dass es sich bei den zugesetzten Additiven um Salze handelt, die die Leitfähigkeit des Schmierstoffs im Schmierspalt eigentlich erhöhen.

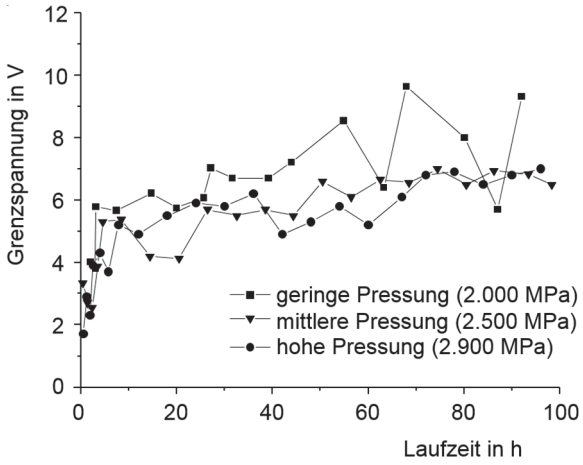


Bild 5.10: Zeitlicher Verlauf der Grenzspannung bei variierender Pressung (Versuche B5-B7)

In einer weiteren Versuchsreihe (B5-B7) wurde der Einfluss der Pressung auf den Verlauf der Grenzspannung untersucht (Bild 5.10). Hierbei wurden vor Versuchsbeginn jeweils Axialkräfte von 600 N, 1.300 N und 2.350 N eingestellt, woraus maximale HERTZsche Pressungen von 2.000 MPa, 2.500 MPa bzw. 2.900 MPa resultieren. Da die Pressung nur einen relativ geringen Einfluss auf die Schmierfilmdicke besitzt, ergeben sich mit $\Lambda_{AR,\ 600N} \approx 4{,}4$, $\Lambda_{AR,\ 1.300N} \approx 4{,}6$ und $\Lambda_{AR,\ 2.350N} \approx 4{,}9$ nur geringe

Abweichungen des Schmierfilmparameters, was sich auch in den gemessenen Grenzspannungsverläufen widerspiegelt. Lediglich bei der geringsten Pressung (Versuch B5, p_0 = 2.000 MPa) zeigt sich aufgrund der erhöhten Schmierfilmdicke eine etwas stärkere Isolationswirkung, die jedoch gegenüber den Versuchsläufen B6 und B7 aufgrund der mangels Vorspannung gestiegenen Schwingungsanfälligkeit des Systems größeren Schwankungen unterliegt. Generell verdeutlichen die Versuche, dass neben Systemparametern wie Drehzahl und Pressung auch die Additivierung eines Schmierstoffs einen entscheidenden Einfluss auf das elektrische Verhalten der Prüflager besitzt.

5.2.2 Das Spannungsverhalten bei veränderlicher Drehzahl

Liegt beim Betrieb der Lager wie im Falle der allermeisten Getriebeöle eine Schmierstoffzusammensetzung mit oberflächenaktiven und schichtbildenden Additiven vor, so besitzt das gefahrene Drehzahlprofil von allen genannten Faktoren den größten Einfluss auf die Ausbildung und den Zustand der isolierend wirkenden Grenzschichten. In einer weiteren Versuchsreihe (C1-C11) wurde daher das elektrische Verhalten der Lager bei konstanter Netzteilspannung und variierenden Drehzahlprofilen analysiert. Da bislang unklar ist, inwieweit sich elektrische Felder und eine Ionisierung des Schmierstoffs im Durchschlagsbereich auf die Ausbildung der Grenzschichten auswirken, wurden sowohl Versuche mit stromloser Einlaufphase (C2, C8) als auch Versuche mit kontinuierlich anliegender Spannung durchgeführt (C1, C3-C7, C9-C11). Die hierbei gewonnen Ergebnisse sind nicht immer eindeutig, legen jedoch nahe, dass es in Gegenwart eines konstanten elektrischen Feldes zu einer beschleunigten Ausbildung isolierender Grenzschichten kommt. Im Folgenden wird der Einfluss des Reibungszustands und des Drehzahlprofils anhand ausgewählter Versuche dargestellt und diskutiert.

Bild 5.11 veranschaulicht das grundlegende elektrische Verhalten des Systems bei konstant anliegender Spannung. Der Versuch (C8) beginnt zunächst mit einer stromlosen Einlaufphase (1) an deren Anschluss die Prüflager einer konstanten Netzteilspannung von 8 V ausgesetzt werden (Phasen 2 und 3). Während die Lager zunächst im Bereich mittelstarker Entladungen arbeiten, stellt sich nach einigen Stunden infolge der sich ausbildenden Grenzschichten eine ausreichende Isolationswirkung ein, so dass nach einer Versuchslaufzeit von ca. 27 Stunden keine weiteren Durchschläge mehr beobachtet werden. Nachdem die an den Lagern anliegende Spannung über einen Zeitraum von siebzehn Stunden stabil bleibt, wird

der Prüflauf kurzzeitig unterbrochen, um die Auswirkungen des Lagerstillstands auf die mechanische Beständigkeit der Isolationsschicht zu untersuchen. Bei Absenkung der Drehzahl kommt es zu einer Reduzierung der Schmierfilmdicke, so dass die Oberflächenschichten beim Durchfahren des Misch- und Grenzreibungsbereichs kurzzeitig stark beansprucht werden. Nachdem die Maximaldrehzahl von 5.500 min^{-1} wieder erreicht ist, bedarf es erneut etwa 25 Stunden bis zur Ausbildung einer ausreichenden Isolationsschicht.

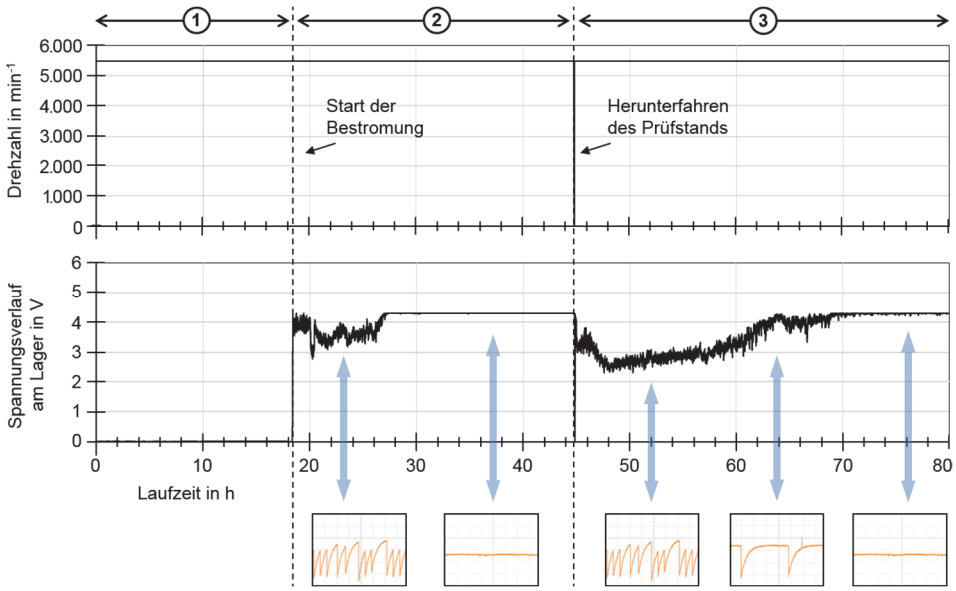


Bild 5.11: Zeitlicher Verlauf der Spannung an den Prüflagern während des Versuchs C8

Obwohl der Widerstand der Grenzschichten in diesem Fall als Folge der mechanischen Belastung stark einbricht und sehr lange zur Regeneration benötigt, zeigen ähnliche Versuchsläufe mit längeren Laufzeiten (C7) oder höheren Mischreibungsanteilen (C10, C5) die Ausbildung widerstandsfähigerer Isolationsschichten. Zu diesem Zeitpunkt kann aus den zur Verfügung stehenden Messdaten daher kein direkter Zusammenhang zwischen dem elektrischen Widerstand des Lagers und der mechanischen Stabilität bzw. der langfristigen Schutzwirkung der tribochemischen Schichten abgeleitet werden, jedoch liefert das Spannungsverhalten klare Anhaltspunkte zur Beurteilung des vorliegenden Grenzschichtzustands. Darüber hinaus zeigt die Auswertung von FTIR-Daten, dass das Spannungsverhalten der Prüflager mit der Ausschüttung von Ölalterungsprodukten korreliert. Bild 5.12 zeigt das Drehzahlprofil, den Spannungsverlauf sowie den Verlauf der Carbonylbande eines Versuchs mit stetigen Drehzahlwechseln (E4).

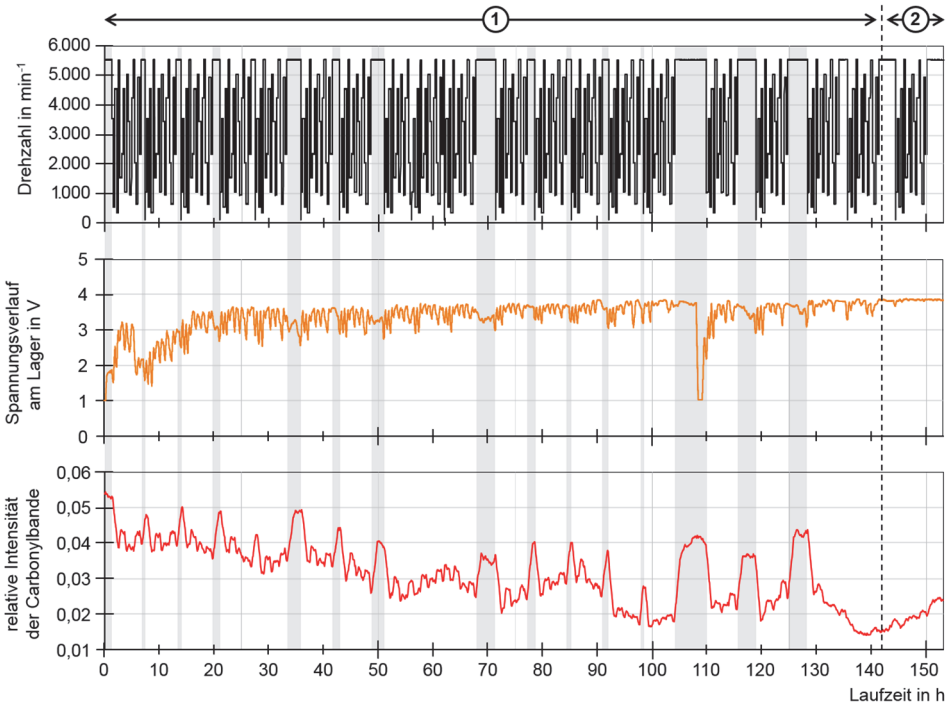


Bild 5.12: Zeitlicher Verlauf der Drehzahl, der Spannung am Prüflager sowie der Intensität der Carbonylbande im IR-Spektrum bei stetigen Drehzahlwechseln (Versuch E4)

Während dieses Prüflaufs wurden die Lager bei einer konstanten Spannung von 6,5 V einer sehr schnellen Abfolge von Drehzahlwechseln unterzogen, um zu beobachten, wie sich das Drehzahlprofil auf die Ausbildung geschlossener, isolierender Oberflächenschichten auswirkt. Hierbei wird eine bestimmte Drehzahlfolge laufend wiederholt, unterbrochen durch kurze Phasen maximaler Drehzahl. Die Zeitspanne bis zum Aufbau einer isolierenden Oberflächenschicht ist mit (1) gekennzeichnet. In dieser Phase des Versuchs liegt die Grenzspannung des Systems unterhalb des eingestellten elektrischen Arbeitspunktes, weshalb es laufend zu Entladungen über den Schmierfilm kommt. Erst in der zweiten Versuchsphase (2) nach einer Laufzeit von ca. 140 Stunden haben sich weitgehend geschlossene Schichten aufgebaut, so dass die kombinierte Isolationswirkung des Schmierspalts und der Grenzschichten ausreicht, um weitere Entladungen zu verhindern. Im weiteren Versuchsverlauf erweist sich die gebildete Grenzschicht als ausreichend stabil, so dass auch größere Drehzahlsprünge keine weiteren elektrischen Durchschläge verursachen.

Da zur Bildung von Carbonylverbindungen im Kontakt katalytisch wirksame, freie metallische Oberflächen zur Verfügung stehen müssen, kann der

Aufbau der Reaktionsschichten auch anhand der Ölalterungsprodukte nachvollzogen werden. Während die Menge an gebildeten Carbonylverbindungen mit zunehmender Ausbildung der tribochemischen Schichten während des Versuchsverlaufs immer weiter abnimmt, kommt es in den Phasen maximaler Drehzahl aufgrund des stark erhöhten Energieeintrags immer wieder zu einer verstärkten Ausschüttung von Alterungsprodukten (graue Markierungen). Erst nachdem in Abschnitt (2) vollständig geschlossene und somit auch isolierende Oberflächenschichten vorliegen, ist bei hohen Drehzahlen keine erhöhte Ölalterung mehr zu verzeichnen.

5.3 Abschließende Beurteilung der Versuchsergebnisse

Im Folgenden werden die grundlegenden Beobachtungen zum tribochemischen Aufbau von Grenzschichten kurz zusammengefasst und abschließend bewertet. Wie die dargestellten Versuchsläufe (A1, A8) belegen, ist es mit Hilfe der eingesetzten FTIR-spektroskopischen Techniken möglich, die Schichtauf-, -um- und -abbauprozesse in drehenden Wälzlagern nachzuvollziehen. Hierbei zeigt sich, dass die im Öl enthaltenen ZDDP-Additive auch bei vergleichsweise geringen Schmierstofftemperaturen (< 50 °C) bereits aktiv sind und auch unter – laut EHD-Berechnung – elastohydrodynamischen Schmierbedingungen Grenzschichten ausbilden können. Ein direkter Vergleich hydrodynamisch geschmierter Prüfläufe ($\kappa > 4$, $\Lambda > 3$, siehe C1, C2, C7 und C8) mit Versuchen, die einen hohen Mischreibungsanteil enthalten (siehe C9-C11, E4) vermittelt den Eindruck, dass der Aufbau isolierend wirkender Schichten bei steigendem Festkörperkontaktanteil zwar mehr Zeit in Anspruch nimmt, insgesamt jedoch zu mechanisch widerstandsfähigeren Grenzschichten führt. Neben den Kontaktbedingungen und der Zusammensetzung des Schmierstoffs scheint das gefahrene Drehzahlprofil daher einen entscheidenden Einfluss auf die Stabilität und Belastbarkeit der gebildeten Grenzschichten zu besitzen.

Ein Vergleich der Schichtaufbauprozesse mit bzw. ohne elektrische Zusatzbelastung legt darüber hinaus nahe, dass die Gegenwart eines elektrischen Feldes hinsichtlich der Ausbildung der Grenzschichten außer eines beschleunigenden Effektes keine gravierenden Auswirkungen hat. Jedoch ermöglicht die Auswertung des Spannungsverlaufs an den Lagern bei geeigneter Wahl der angelegten Spannung eine Beurteilung des Grenzschichtzustands (siehe Abschnitt 5.2.2). Ferner konnte nachgewiesen werden, dass sich das elektrische Verhalten der Prüflager mit der mittels FTIR optisch ermittelten Ausschüttung von Alterungsprodukten korrelieren lässt (siehe

Bild 5.12), so dass der kombinierte Einsatz beider Verfahren eine aussagekräftige in situ-Analyse des tribochemischen Schichtaufbaus ermöglicht.

Eine Betrachtung grundlegender Einflussfaktoren wie Pressung und Schmierstoffformulierung auf die Grenzspannung des Systems ergab, dass die vom Kontakt übertragenen Kräfte hinsichtlich des Aufbaus isolierender Grenzschichten offensichtlich nur eine untergeordnete Rolle spielen, während die beobachtete Isolationswirkung wie eingangs angenommen primär auf die Gegenwart schichtbildender Additive zurückzuführen ist. So konnte lediglich im Fall legierter Schmieröle ein konstant anhaltender Anstieg der Grenzspannung nachgewiesen werden (siehe Bild 5.10).

Bei der Auswertung der Versuchsreihen mit unterschiedlichen Schmierstoffmengen (A1, A2, A5 bzw. D1-D4) ergaben sich bis zur technisch realisierbare Minimalmenge von 15 ml/min keine auffälligen Abweichungen, so dass davon auszugehen ist, dass innerhalb der untersuchten Grenzen keine ungewöhnliche Schmierstoffchemie stattfindet. Unterhalb von 15 ml/min konnten keine weiteren IR-Spektrenserien mehr erstellt werden, da ein kontinuierliches Überströmen des ATR-Kristalls nicht mehr gewährleistet ist. Hinzu kommt, dass die Beharrungstemperatur der Lager bei einer weiteren Reduzierung der Schmierstoffmenge infolge der verminderten Wärmeabfuhr stark ansteigt, weshalb sich eine fundierte Auswertung weiterer Infrarot-Messungen weitaus anspruchsvoller gestalten würde und diese darüber hinaus nur noch begrenzt aussagekräftig wäre.

Aufbauend auf den gewonnenen Erkenntnissen behandelt das nachfolgende Kapitel die langfristigen Auswirkungen der elektrischen Zusatzbelastung auf die Prüflager. Das Hauptaugenmerk richtet sich hierbei auf die unter Gleichstrombelastung auftretenden Lagerschäden und Ermüdungserscheinungen sowie die damit verbundene Ausbildung weiß anätzender Gefügeveränderungen (WEC-Schäden).

6 Wälzlagerschäden bei elektrischer Zusatzbelastung

Um im weiteren Verlauf der Untersuchungen einen „WEC-fähigen“ Arbeitspunkt zu ermitteln, wurde eine Vielzahl von Versuchen mit elektrischer Zusatzbelastung durchgeführt. Hierbei zeigte sich, dass die zusätzliche Belastung der Prüflager mit Gleichstrom zu einer erheblichen Verkürzung der Lebensdauer führt. Im direkten Vergleich mit den Ergebnissen stromloser Versuchsläufe weisen derart beanspruchte Lager bereits binnen kurzer Zeit unerwartet starke Laufspuren auf, die in nahezu allen Fällen mittelfristig von Frühermüdungsschäden in Form von Pittings und Materialausbrüchen begleitet werden. In einigen Fällen konnten darüber hinaus im Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche weiß anätzende Rissstrukturen (White Etching Cracks, siehe Abschnitt 2.4.3.) nachgewiesen werden. Bild 6.1 zeigt beispielhaft Schadensbilder, wie sie nach Versuchen mit geringen Gleichströmen aufgetreten sind.

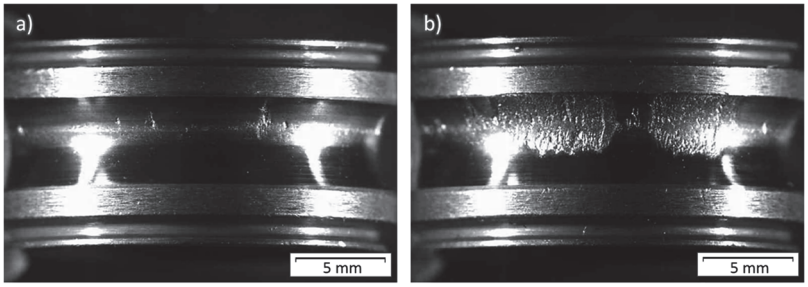


Bild 6.1: Schadensbilder infolge elektrischer Zusatzbelastung: Innenring stirnseitig aus Versuch B8 mit vereinzelten Pittings und Ausbrüchen (a), Innenring motorseitig mit großflächigen Schälungen ebenfalls aus B8 (b)

Um zu verdeutlichen wie sehr die Tragfähigkeit der Prüflager unter der Gleichstrombelastung leidet, wurde zu Beginn der experimentellen Arbeiten eine Reihe von Referenzläufen ohne elektrische Zusatzbelastung gefahren und für alle Versuche aus den jeweiligen Daten die erweiterte modifizierte Lebensdauer L_{nm} nach DIN ISO 281 [16] berechnet. Diese berücksichtigt neben dem Drehzahlprofil und der Belastung des Lagers unter anderem auch das Viskositätsverhältnis κ und die Art sowie den Verschmutzungsgrad des eingesetzten Schmierstoffs [351]. Eine mögliche elektrische Zusatzbelastung oder variierende Schmierstoffmengen können hingegen nicht in die Berechnung miteinbezogen werden. Da alle Versuche mit

frischem Öl durchgeführt wurden und der Ölkreislauf über ein zweistufiges Filtersystem verfügt (siehe Abschnitt 3.2), wurde mit einem Lebensdauerbeiwert für Verunreinigungen von e_c = 0,8 eine hohe Sauberkeit des Schmierstoffs angenommen. Weitere Parameter wie die Ermüdungsgrenzbelastung, die Dynamische Tragzahl sowie die Faktoren zur Bestimmung der dynamisch äquivalenten Lagerbelastung wurden [351] entnommen. Auf eine Angabe der üblicherweise verwendeten L_{10}-Lebensdauer wurde verzichtet, da diese weder die Sauberkeit des verwendeten Schmierstoffs noch den Schmierungszustand des Systems oder unterschiedliche Drehzahlprofile berücksichtigt und daher hinsichtlich des geplanten Versuchsprogramms nur unzureichende Aussagen über die zu erwartende Laufleistung der eingesetzten Lager ermöglicht.

Einen detaillierten Überblick über die wichtigsten Versuche einschließlich der berechneten Lebensdauer, der real erzielten Laufzeiten und den Ergebnissen der anschließenden metallografischen Untersuchung gibt Tabelle 6.1. Die erweiterte modifizierte Lebensdauer ist hierbei in Form der Betriebsstundenanzahl angegeben, die einer Erlebenswahrscheinlichkeit von 90 % entspricht. Die Bewertung der Laufbahnoberflächen beider Lagerringe erfolgt nach dem in Abschnitt 4.4 vorgestellten System mit Zahlen von 1 bis 4. Hierbei ist jeweils der Zustand desjenigen Lagers angegeben, das sich nach Ende der Versuchslaufzeit in einem schlechteren Zustand befand bzw. das den Abbruch des Versuchslaufs bedingt hat. Darüber hinaus findet sich in Tabelle 6.1 die Angabe, ob WEC-Schäden nachgewiesen werden konnten, an welchem Lagerring (IR = Innenring, AR = Außenring) und bei welcher Polung (+/-) diese gegebenenfalls aufgetreten sind. Eine weiterführende Analyse und Bewertung der Schäden mit bzw. ohne weiß anätzende Bereiche erfolgt getrennt in den Abschnitten 6.2 und 6.1.

Tabelle 6.1: Gesamtübersicht aller Prüfläufe, einschließlich der anschließenden metallografischen Untersuchung

Versuchslauf	Pressung in N/mm²	Schmierstoff	Volumenstrom in ml/min	Drehzahl in min⁻¹ bzw. Drehzahlprofil	Laufzeit in Stunden	Erweiterte modifizierte Lebensdauer in Stunden	Elektrische Zusatzbelastung	Zustand (IR/AR)	WEC (IR/AR)
Versuchsreihe A: Stromlose Versuche									
A1	2.500	SG1	60	5.500	300	40.000	-	2/1	-/-
A2	2.300	SG1	120	5.000	150	81.105	-	2/1	-/-
A3	2.500	SG1	60	4.500	200	16.144	-	2/2	-/-
A4	2.500	SG1	60	3.500	450	18.403	-	2/1	-/-
A5	2.000	SG1	100	5.500	200	1.472.947	-	2/1	-/-
A6	2.800	SG1	60	5.500	130*	1.121	-	2/2	-/-
A7	2.400	SG1	80	4.500	150	34.183	-	1/1	-/-
A8	2.500	SG1	60	Profil 1	280	18.993	-	2/1	-/-
A9	2.500	SG1	60	Profil 1	250	15.234	-	2/1	-/-
Versuchsreihe B: Versuche mit konstantem elektrischem Arbeitspunkt									
B1	2.650	SG1	60	5.500	130*	3.996	U_{Grenz}	4/3	-/-
B2	2.400	SG1	60	4.500	110*	34.183	U_{Grenz}	4/2	-/-
B3	2.500	SG1	60	5.500	170*	14.542	U_{Grenz}	4/4	-/-
B4	2.500	SG1	60	5.500	90*	14.542	U_{Grenz}	4/3	-/-
B5	2.000	SG1	60	5.500	150*	1.472.947	U_{Grenz}	4/2	-/-
B6	2.900	SG1	60	5.500	115*	797	U_{Grenz}	4/3	-/-
B7	2.500	SG1	60	5.500	100	1.4542	U_{Grenz}	3/2	-/-
B8	2.500	PAO	60	5.500	340*	1.4542	U_{Grenz}	4/2	-/-
B9	2.500	Öl2	60	5.500	120*	1.4542	U_{Grenz}	4/3	-/-
Versuchsreihe C: Versuche mit konstanter Spannung									
C1	2.500	SG1	60	5.500	80*	14.542	6,5 V	4/2	-/-
C2	2.500	SG1	60	5.500	210*	14.542	6,5 V#	4/3	-/-
C3	2.600	PAO	60	5.500	320*	6.223	6,5 V	4/2	-/-
C4	2.500	Öl2	60	5.500	125*	14.542	6,5 V	4/3	-/-
C5	2.500	SG1	60	Profil 1	125*	18.993	8 V	4/2	-/-
C6	2.500	SG1	60	Profil 1	80	18.993	6,5 V	3/2	-/-
C7	2.500	SG1	60	5.500	120*	14.542	8 V	4/3	-/-
C8	2.500	SG1	60	5.500	80	14.542	8 V#	3/2	-/-
C9	2.500	SG1	60	Profil 2	120*	18.539	6,5 V	4/3	-/-
C10	2.450	SG1	60	Profil 3	145*	19.416	8 V	4/3	-/-
C11	2.500	SG1	60	Profil 3	170*	19.416	6,5 V	4/2	-/-

Fortsetzung Tabelle 6.1:

Versuchslauf	Pressung in N/mm²	Schmierstoff	Volumenstrom in ml/min	Drehzahl in min⁻¹ bzw. Drehzahlprofil	Laufzeit in Stunden	Erweiterte modifizierte Lebensdauer in Stunden	Elektrische Zusatzbelastung	Zustand (IR/AR)	WEC (IR/AR)
Versuchsreihe D: Versuche mit variablem Ölvolumenstrom									
D1	2.500	SG1	120	5.500	175*	14.542	6,5 V	4/3	-/-
D2	2.500	SG1	30	5.500	140*	14.542	6,5 V	4/2	-/-
D3	2.500	SG1	15	5.500	125*	14.542	6,5 V	4/2	X^-/-
D4	2.500	SG1	8	5.500	115*	14.542	6,5 V	4/4	$x^{\pm}/x^+$
Versuchsreihe B: Versuche mit konstantem elektrischem Arbeitspunkt									
E1	2.500	SG1	Rampe	5.500	140*	14.542	6,5 V#	4/3	$X^{\pm}$/-
E2	2.500	SG1	10	4.500	85*	16.144	8 V	4/4	$x^{\pm}/x^{\pm}$
E3	2.500	SG1	15	Profil 2	90*	18.539	6,5 V	4/4	X^-/-
E4	2.500	SG1	15	Profil 3	155	19.416	6,5 V	3/2	-/-
E5	2.500	PAO	8	4.500	200	16.144	6,5 V	2/2	-/-
E6	2.500	Öl2	8	4.500	180*	16.144	6,5 V	4/2	-/-
E7	2.500	SG1	8	4.500	110*	16.144	6,5 V	4/4	$x^{\pm}/x+$
E8	2.300	SG1	10	5.500	145*	77.890	U_{Grenz}	4/0	X+/-
E9	2.500	SG1	10	5.500	150*	14.542	4 V	4/3	-/-
E10	2.500	SG1	10	5.500	225*	14.542	8 V#	4/4	$x^{\pm}/x^-$

* Versuch aufgrund von Temperaturüberschreitung oder hoher Körperschallwerte vorzeitig abgebrochen

\# Stromlose Einlaufphase vor Applikation der elektrischen Zusatzbelastung

6.1 Ermüdungsschäden ohne weiß anätzende Bereiche

Legt man der Bewertung der einzelnen Versuchsläufe die erweiterte modifizierte Lebensdauer nach DIN ISO 281 zu Grunde, so ergeben sich für nahezu alle Versuchsläufe theoretische Laufzeiten von mehr als 10.000 Betriebsstunden. Diese Annahme wird durch die stromlosen Versuche (A1-A9) insoweit bestätigt, als das keines der betreffenden Prüflager vorzeitig mit einem Lagerschaden ausfiel oder nach Ende der Versuchslaufzeit starke Laufspuren zeigte. Auch Versuchslauf A6, der als Folge der erhöhten Pressung (2.800 MPa) aufgrund steigender Lagertemperaturen vorzeitig abgebrochen wurde, weist bei der anschließenden Untersuchung wie alle anderen Prüflager der Versuchsreihe A keine Beschädigungen auf. Obwohl es im Rahmen dieser Untersuchung aus naheliegenden Gründen (begrenzte

Versuchslaufzeit bzw. Prüfkapazität) nicht möglich war ein Lager ohne elektrische Zusatzbelastung bis zum Ausfall zu fahren, darf angenommen werden, dass die berechnete Lebensdauer erreicht worden wäre.

Demgegenüber ergibt sich bei den Versuchen unter Gleichstrombelastung ein vollkommen anderes Bild. Unabhängig davon ob eine konstante Spannung (Versuche C1-C11) oder ein konstanter Arbeitspunkt (Versuche B1-B9) gewählt wurde, zeigen alle Versuche entweder durch Lagerschäden verursachte Frühausfälle oder Anzeichen einer drastischen Verkürzung der Lebensdauer (B7, C6, C8). So wurden beim Einsatz des Getriebeschmierstoffs SG1 durchweg Laufzeiten unter 200 Stunden erzielt und an allen ausgefallenen Lagern deutliche Schäden verzeichnet. Lediglich bei Versuch C2 wurde die Marke von 200 Stunden infolge einer stromlosen Einlaufphase knapp überschritten.

Das Spektrum der unter Gleichstrombelastung ermittelten Schäden reicht hierbei von vereinzelten Pittings und Ausbrüchen über großflächige Schälungen bis hin zu Ausbrüchen an den Wälzkörpern. Besonders bemerkenswert ist der Umstand, dass an keinem der Prüflager klassische Stromdurchgangsschäden nachgewiesen werden konnten. So ergab eine Analyse der Laufbahnoberflächen mittels Rasterelektronenmikroskop keinerlei Aufschmelzungen der Lagerlaufbahnen oder sichtbare Stromdurchgangskrater (siehe Bild 6.3b). Die Abwesenheit herkömmlicher Stromschäden ist hierbei auf den Begrenzungswiderstand im Stromkreislauf zurückzuführen. Dieser wurde so gewählt, dass eine Stromstärke von 10 µA zu keinem Zeitpunkt überschritten wird. Berechnet man anhand der HERTZschen Druckfläche und der ermittelten Stromstärke die scheinbare Stromdichte im Kontakt, so ergibt sich bei einer Pressung von 2.500 MPa eine maximal mögliche Stromdichte von $2{,}76 \cdot 10^{-5}$ A/mm². Dieser Wert liegt mehrere Zehnerpotenzen unterhalb des Grenzwertes von 0,1 A/mm² ab dem es nach allgemeiner Auffassung frühestens zu Auswirkungen auf die Lagerlebensdauer kommen kann (siehe Abschnitt 2.5.3).

Eine genauere Auswertung der Schadensbilder anhand von Kontur und Tiefe der Ausbrüche deutet darauf hin, dass es sich um eine spezielle Form der oberflächenfernen Ermüdung handelt (siehe Abschnitt 2.4.1). So wurden bei der metallografischen Auswertung neben oberflächennahen Rissen im Bereich der Ausbrüche auch tiefer im Gefüge vereinzelte Rissstrukturen ohne sichtbare Verbindung zur Oberfläche entdeckt. White Etching Cracks müssen hierbei jedoch als Schadensursache ausgeschlossen werden, da etwaige Rissstrukturen in keinem der Prüflager aus den Versuchsgruppen B und C von weiß anätzenden Gefügebereichen begleitet wurden.

Bild 6.2 zeigt beispielhaft einen ausgeprägten Ermüdungsriss im Gefüge unter der Laufbahn eines Außenrings (Versuch C7). Während der Riss in einer Tiefe von ca. 130 µm bis 260 µm unter der Dunkelfeldbeleuchtung deutlich erkennbar ist, sind im Hellfeld keine weiß anätzenden Gefügeveränderungen erkennbar.

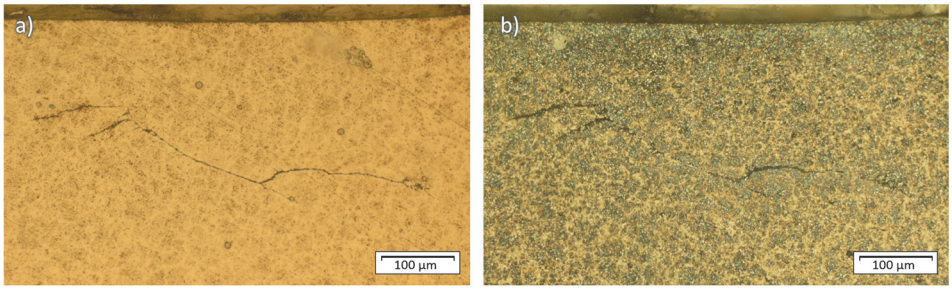


Bild 6.2: Riss im Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche eines Lageraußenrings aus Versuchslauf C7 im Dunkelfeld (a) und im Hellfeld (b)

Ein weiteres Indiz das für einen beschleunigten Ermüdungsmechanismus in Gegenwart von Gleichstrom spricht, ist das vermehrte Auftreten von Butterflies im Gefüge. Bei Butterflies handelt es sich um flügelförmige Gefügeveränderungen, die im Bereich der maximalen Schubspannung um nichtmetallische Einschlüsse in der Stahlmatrix entstehen können (siehe Abschnitt 2.4.2). Sie bilden sich üblicherweise im hohen Lastwechselbereich jenseits der L_{10}-Lebensdauer [68, 355] und gelten gemeinhin als Anzeichen dafür, dass das Gefüge unter der andauernden Beanspruchung leidet. Während bei der Analyse der stromlosen Prüflager (A1-A9) nur in Ausnahmefällen vereinzelte Butterflies beobachtet wurden, zeigt sich bei der Auswertung der gleichstrombelasteten Lager eine ungewöhnliche Häufung dieser diskreten Gefügeveränderungen.

Um die Auswirkungen der elektrischen Zusatzbelastung an intakten Lagern untersuchen zu können, wurde Versuch B7 bereits nach einer Laufzeit von 100 Stunden vor dem Auftreten erster Lagerschäden abgebrochen. Bild 6.3 zeigt die Laufbahn des Innenrings des motorseitigen Prüflagers sowie Ausschnitte des darunterliegenden Gefüges. Obwohl das untersuchte Lager gerade einmal 100 Stunden unter moderaten Bedingungen (p_0 = 2.500 MPa; n = 5.500 min^{-1}, κ = 4,7) betrieben wurde, zeigt der Innenring bereits eine stark ausgeprägte und leicht verfärbte, axial versetzte Laufspur (Bild 6.3a). Unter dem Rasterelektronenmikroskop ist darüber hinaus eine starke Einglättung der Laufbahn erkennbar (Bild 6.3b). Des Weiteren finden sich in der Laufspur vereinzelt Eindrücke harter Partikel. Typische Stromdurch-

gangsmerkmale wie Krater oder Aufschmelzungen sind hingegen nicht vorhanden. Obwohl die L_{10}-Lebensdauer (640 Stunden) zum Zeitpunkt des Versuchsabbruchs noch nicht einmal ansatzweise erreicht wurde, weist das Gefüge unterhalb der Schulter in einer Tiefe von 35 µm bis 220 µm bereits eine Vielzahl von Butterflies auf (Bilder 6.3c, 6.3d, 6.3e). Ein vergleichbares Bild bietet sich auch bei der Auswertung der Prüflager aus Versuch C8, die bei einer Gesamtlaufzeit von 80 Stunden für 62 Stunden einer konstanten Spannung von 8 V ausgesetzt wurden (siehe Abschnitt 5.2.2, Bild 5.11).

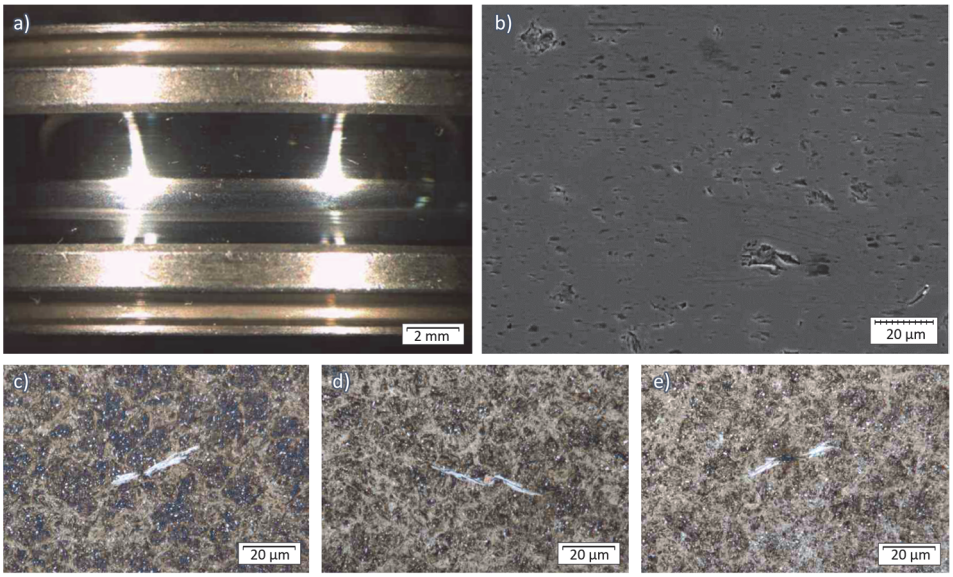


Bild 6.3: Metallografische Auswertung des motorseitigen Innenrings aus Versuchslauf B7: ausgeprägte Laufspur (a), REM-Aufnahme der Laufspur (b), Butterflies in 120 µm Tiefe (c), 170 µm Tiefe (d) und 220 µm Tiefe (e) unterhalb der Laufbahnoberfläche

Insgesamt konnte bei allen Versuchen unter Gleichstrom, unabhängig vom elektrischen Arbeitspunkt und dem eingesetzten Schmierstoff, eine deutliche Verkürzung der Lebensdauer beobachtet werden. Die erhöhte Beanspruchung zeigt sich hierbei sowohl am Zustand der Laufbahnoberflächen als auch anhand von Rissen und Veränderungen im Gefüge. Aufgrund der Schmierungsbedingungen und der Beschaffenheit der Schäden muss in den meisten Fällen von einem oberflächenfernen Ermüdungsmechanismus bzw. von Tiefenversagen ausgegangen werden. Generell hat es den Anschein, dass eine Überlagerung geschmierter Wälzkontakte mit Gleichstrom geringer Stromstärke (<10 µA) zu einer Schwächung des Gefüges führt. Dieses wird bei gleicher mechanischer Belastung deutlich stärker

beansprucht, so dass es unerwartet früh zur Ausbildung von Ermüdungserscheinungen und Gefügeveränderungen wie Butterflies kommt. Darüber, wieso es unter diesen vermeintlich harmlosen Bedingungen zu einer derart massiven Herabsetzung der Tragfähigkeit kommt, kann nach aktuellem Erkenntnisstand nur spekuliert werden. Fest steht jedoch, dass dieses Verhalten nur in Zusammenhang mit Gleichstrom beobachtet wurde.

6.2 White Etching Crack-Schäden

Wie eingangs erwähnt konnten neben den Frühermüdungsschäden ohne weiß anätzende Bereiche in einigen Fällen auch WEC-Schäden erzeugt werden. Die betroffenen Lager erzielten hierbei vergleichbare Laufzeiten wie sie in den in Abschnitt 6.1 beschriebenen Versuchen beobachtet wurden und sind auch anhand ihres äußeren Erscheinungsbildes nicht von den Ausfällen ohne weiß anätzende Strukturen zu unterscheiden. Die namensgebenden Gefügeveränderungen konnten hierbei in allen Wälzelementen – Innenring, Außenring und Wälzkörper – nachgewiesen werden und erstreckten sich ab einer Tiefe von 5 µm in ihrer weitesten Ausdehnung bis zu einer maximalen Tiefe von 600 µm. Ihre hauptsächliche Ausprägung konzentriert sich auf die Region in einer Tiefe zwischen 40 µm und 200 µm, welche im vorliegenden Belastungsfall in guter Näherung der Zone der maximalen GEH-Vergleichsspannung entspricht. Bild 6.4 zeigt beispielhaft WEC-Schäden an Innen- (Bilder 6.4b, 6.4d) und Außenringen (Bilder 6.4a, 6.4c) verschiedener Prüflager.

Nach aktuellem Kenntnisstand sind im vorliegenden System drei Hauptfaktoren für das Auftreten von WEC-Schäden entscheidend. Diese sind die zugeführte Schmierstoffmenge, die chemische Zusammensetzung des Schmierstoffs sowie der elektrische Arbeitspunkt der Prüflager. Darüber hinaus scheint die Ausbildung von Grenzschichten einen Einfluss auf die WEC-Ausfallwahrscheinlichkeit zu besitzen. Im Folgenden werden die Versuchsbedingungen, unter denen WEC-Schäden erzeugt und mehrfach erfolgreich reproduziert werden konnten, vorgestellt und die Ausfallwahrscheinlichkeit hinsichtlich der verschiedenen Einflussfaktoren diskutiert.

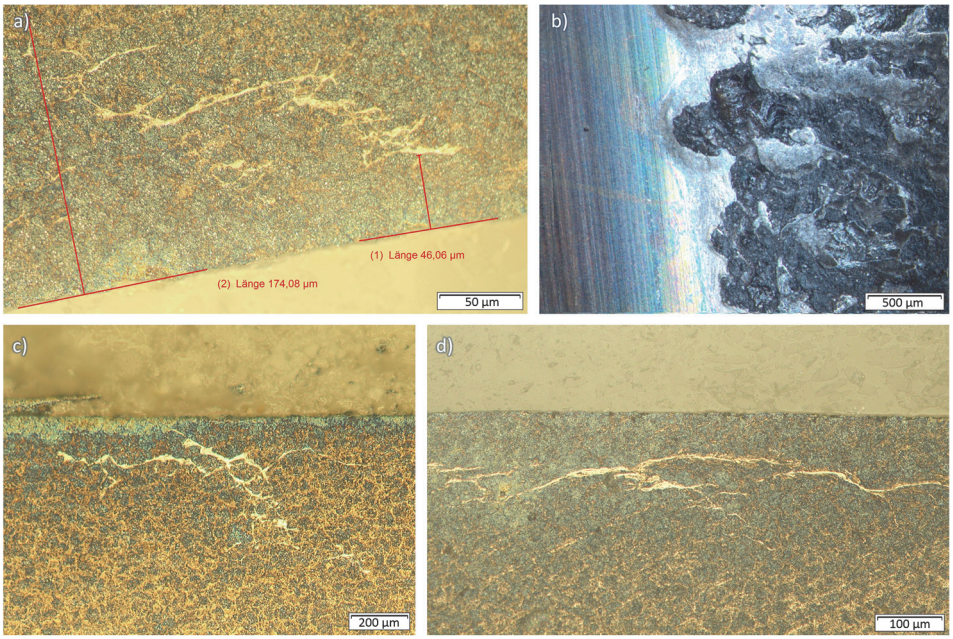


Bild 6.4: Beispielhafte Darstellungen: WEC-Rissnetzwerke an Lageraußenringen (a, c), Schälung eines Lagerinnenrings infolge WEC-Schadens (b) sowie WEC-Rissnetzwerke an Lagerinnenring (d)

6.2.1 Der Einfluss der Schmierstoffmenge

Da die zugeführte Schmierstoffmenge im Unterschied zu Faktoren wie der Viskosität des Schmierstoffs, der Drehzahl oder der Pressung im Normalfall keinen Einfluss auf die Schmierfilmdicke im Kontakt besitzt und somit nicht zu den entscheidenden Betriebsparametern eines geschmierten Wälzlagers gehört, wurde ihr zu Beginn der Versuche relativ wenig Beachtung beigemessen. Nach einer ersten Variation des zugeführten Volumenstroms im Bereich von 60 ml/min bis 120 ml/min während der stromlosen Vergleichsläufe A1, A2, A5 und A7, bei der keine direkten Auswirkungen auf das Infrarotspektrum des Schmierstoffs oder den Zustand der Prüflager festgestellt werden konnten, wurde das weitere Versuchsprogramm vorerst auf einen Volumenstrom von 60 ml/min beschränkt. Hierbei stand im Vordergrund, dass unter allen denkbaren Betriebs- und Belastungszuständen ausreichend Wärme durch den Schmierstoff abgeführt wird, so dass sowohl Lager- als auch Öltemperatur mit Hilfe der Heizsysteme künstlich auf einem konstanten Niveau gehalten werden können, um ideale Bedingungen für die IR-Analyse zu schaffen. Nachdem eine Reihe von Versuchen mit unterschiedlichen Drehzahlprofilen, Pressungen und elektrischen

Arbeitspunkten in Bezug auf White Etching Crack-Schäden erfolglos blieben, wurde die zugeführte Schmierstoffmenge in Versuchsreihe D bei gleichzeitiger Gleichstrombelastung schrittweise reduziert und in der Folge bei sehr geringen Volumenströmen weiß anätzende Rissstrukturen beobachtet.

Während Versuchsläufe unter vergleichbaren Bedingungen (n = 5.500 min^{-1}; Schmierstoff SG1; 6,5 V Netzteilspannung) bei einer zugeführte Schmierstoffmenge von 120 ml/min (D1), 60 ml/min (C1, C2) und 30 ml/min (D2) ohne weiß anätzende Bereiche im Gefüge ausfallen, sind bei einer Zufuhr von 15 ml/min (D3) erste weiße Gefügeveränderungen entlang der Rissstrukturen unterhalb der Laufbahnoberfläche des Innenrings erkennbar. Wird die Schmierstoffmenge wie im Fall des Versuchs D4 bis auf 8 ml/min reduziert, so fallen die Prüflager mit eindeutigen weiß anätzenden Strukturen in beiden Lagerringen aus. Es ist daher mit abnehmender Schmierstoffmenge eine klare Tendenz zu WEC-Ausfällen feststellbar. Um die Grenze ab der die Gefügeveränderungen auftreten besser einschätzen zu können, wurde die Schmierstoffmenge in Versuch E1 unter gleichen Bedingungen nach einer 30-stündigen stromlosen Einlaufphase ausgehend von 30 ml/min alle 12 Stunden schrittweise um 2 ml/min reduziert. Hierbei fielen die Prüflager nach einer Laufzeit von ca. 140 Stunden bei einer Schmierstoffzufuhr von 10 ml/min mit WEC-Schäden aus. Es ist daher davon auszugehen, dass die kritische Grenze ab der im vorliegenden Prüfsystem WEC-Schäden vor anderen Ausfallursachen auftreten bei ca. 15 ml/min liegt.

Generell gilt es zu beachten, dass die zugeführte Schmierstoffmenge in einem Ölumlaufschmiersystem hauptsächlich aus thermischen Gesichtspunkten und in Hinblick auf das zu erwartende Reibungsmoment eine Rolle spielt. Der eigentliche Aufbau eines trennenden Schmierfilms sowie auch der resultierende Reibungszustand bleiben bei korrekter Auslegung des Systems vom Volumenstrom unberührt. Es ist daher nicht unüblich die zugeführte Schmierstoffmenge soweit wie möglich zu reduzieren, um Reibungsverluste zu minimieren und so die Betriebskosten zu senken. Bild 6.5 ermöglicht anhand von Richtwerten die Auslegung der zugeführten Schmierstoffmenge bei Ölumlaufschmierung von Wälzlagern.

Linie a zeigt hierbei die empfohlene Mindestmenge an, die benötigt wird, um eine ausreichende Schmierung aller Kontakte zu gewährleisten. Derartige Minimalmengenschmierung wird vorzugsweise dann eingesetzt, wenn eine möglichst niedrige Reibung angestrebt wird. Die bei dieser Schmierstoffmenge erzielten Temperaturen entsprechen in etwa denen bei

vergleichbarer Ölsumpfschmierung mit einem Ölfüllstand bis zur Hälfte des unteren Wälzkörpers. Wird eine zusätzliche Wärmeabfuhr benötigt, kann die zugeführte Ölmenge solange erhöht werden bis der Durchflusswiderstand des Lagers zum begrenzenden Faktor wird. Linie b stellt die entsprechende Obergrenze bei druckloser Ölzufuhr für Lager symmetrischer Bauart dar.

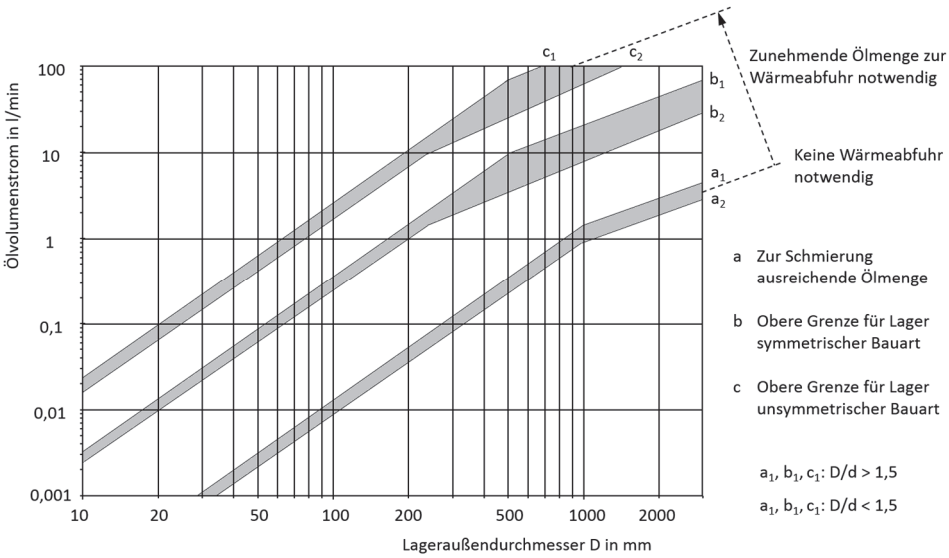


Bild 6.5: Richtwerte zur Wahl der Schmierstoffmenge bei Ölumlaufschmierung von Wälzlagern nach [122]

Anhand des Diagrammes ergibt sich für das vorliegende Druckumlaufschmiersystem eine theoretische Spannweite von 1,5 ml/min bis maximal 55 ml/min. Bedenkt man, dass sich die zugeführte Schmierstoffmenge gleichmäßig auf beide Prüflager verteilt, so sollte den Lagern zur optimalen Versorgung eine Mindestmenge von 3 ml/min zur Verfügung gestellt werden. Die während der „WEC-kritischen" Versuche (D3, D4, E1-E10) zugeführten Ölmengen ≥ 8 ml/min sind daher mit Blick auf eine mögliche Unterversorgung des Kontakts als unkritisch einzustufen. Hierbei bleibt jedoch zu beachten, dass die zugeführte Ölmenge nicht beliebig weit ohne Folgen reduziert werden kann. Einerseits ist ab einem Volumenstrom von 15 ml/min keine weitere Aufnahme von IR-Spektren möglich, da nicht mehr sichergestellt werden kann, dass der Schmierstoff nach Verlassen des Lagers kontinuierlich über den ATR-Kristall fließt. Andererseits trägt der Schmierstoff im vorliegenden Ölumlaufschmiersystem nicht unwesentlich zur Wärmeabfuhr bei. Wird die zugeführte Schmierstoffmenge unter 40 ml/min reduziert, so steigt die Beharrungstemperatur der Lager bereits

soweit an, dass das Temperatur-Abbruchkriterium (ursprünglich 90 °C) angepasst werden sollte. Die starke Wärmeentwicklung kann hierbei größtenteils auf die elektrisch isolierenden Lagerschalen aus Kunststoff zurückgeführt werden, die eine effektive Ableitung der im Lager erzeugten Wärme über die Außenringe verhindern. Um bei der Maximaldrehzahl von 5.500 min^{-1} einen stabilen Betrieb gewährleisten zu können, stellt daher ein Mindestvolumenstrom von 8 ml/min das untere Limit dar. Wird die zugeführte Ölmenge weiter gedrosselt, so muss auch die gefahrene Drehzahl reduziert werden.

Welche genauen Folgen eine Reduzierung der zugeführten Schmierstoffmenge im Kontakt nach sich zieht und wie dies zur Ausbildung weiß anätzender Bereiche führt, ist nach aktuellem Stand nicht nachvollziehbar. Da dem Kontakt auch bei weniger als 15 ml/min theoretisch eine ausreichende Menge an Schmierstoff zur Verfügung steht, ist hinsichtlich der Ausbildung eines trennenden Schmierfilms kein nennenswerter Unterschied zu erwarten. Diese Annahme kann auch insofern durch Highspeed-Kameraaufnahmen bestätigt werden, als dass sich auch bei 8 ml/min im unteren Bereich des Lagers ein deutlich sichtbares Schmierstoffreservoir ausbildet (siehe Kapitel 7, Bild 7.7c), und somit eine Unterversorgung des Kontakts ausgeschlossen werden kann. Weiterführende chemische Analysen des Schmierstoffs mit Hilfe des in situ-FTIR-Systems sind in diesen Betriebsbereichen aufgrund der zur Verfügung stehenden Ölmenge ohne eine Modifizierung des Versuchsaufbaus nicht mehr durchführbar. Auch zeigen die Versuchsläufe E4 und D3 die bei einer Schmierstoffzufuhr von 15 ml/min mit dem FTIR gefahren wurden keine nennenswerten Auffälligkeiten im Infrarot-Spektrum. Der einzige messtechnisch nachvollziehbare Unterschied zwischen den Versuchsläufen mit bzw. ohne WEC-Schäden sind daher die erhöhten Lager- und Schmierstofftemperaturen, die den Reaktionsfortschritt chemischer Prozesse stark begünstigen können. Gemäß VDI Richtlinie 2202 [11] soll die Temperatur des rücklaufenden Öls bei Ölumlaufschmierung 70 °C nicht überschreiten, da bei höheren Temperaturen eine überproportionale Erhöhung der Alterungsgeschwindigkeit zu erwarten ist. Da die exakte Temperatur des Öls nach dem Verlassen des Lagers nicht erfasst wurde, können derart hohe Schmierstofftemperaturen und ein daraus folgender beschleunigter Alterungsprozess in diesem Zusammenhang nicht ausgeschlossen werden. Allerdings bieten mögliche Alterungserscheinungen des Öls per se keinen Erklärungsansatz für die beobachteten WEC-Schäden. Eine weiterführende Diskussion der möglichen Folgen einer reduzierten Schmierstoffmenge im Hinblick auf WEC-Schäden findet sich in Abschnitt 7.1.

6.2.2 Der Einfluss des elektrischen Arbeitspunktes

Neben der zugeführten Schmierstoffmenge scheint auch der elektrische Arbeitspunkt von großer Bedeutung für die Ausbildung von WEC-Schäden zu sein. So konnten White Etching Crack-Phänomene im untersuchten System generell nur in Gegenwart von Gleichstrom beobachtet werden. Vergleichbare stromlose Experimente oder solche mit Wechselstrom gleicher Spannung zeigten hingegen weder weiß anätzende Strukturen noch unregelmäßige Frühausfälle. Auch ein Versuch (E10) der zunächst unter „WEC-kritischen“ Bedingungen stromlos begonnen wurde, fiel erst aus nachdem die Lager nach einer 180-stündigen Einlaufphase zusätzlich mit Gleichstrom belastet wurden. Alle weiteren Ausführungen beziehen sich daher auf das Anlegen eines Gleichstrompotentials zwischen Lagerinnen- und Außenring wie es in Abschnitt 3.3 beschrieben wird.

Der eigentliche elektrische Arbeitspunkt wurde im Rahmen dieser Arbeit entweder durch die Aufnahme von Kennfeldern oder die Auswertung der Strom- bzw. Spannungsverläufe am Lager ermittelt. Er definiert sich über Stromfluss und Spannung am Lager sowie das beobachtete Entladungsverhalten. Während Stromfluss und Spannung über die Wahl des Begrenzungswiderstands bzw. über die angelegte Spannung maßgeblich beeinflusst werden können, resultiert das beobachtete Entladungsverhalten aus einer Vielzahl weiterer Faktoren wie der Zusammensetzung des Schmierstoffs oder dem gefahrenen Drehzahlprofil und entwickelt sich gekoppelt an den Aufbau isolierender Grenzschichten und anderer Effekte für jeden Versuchslauf individuell (siehe Abschnitt 5.2). Um einen „WEC-fähigen“ Arbeitspunkt gezielt einzustellen ist daher zunächst die Wahl eines passenden Strombegrenzungswiderstands entscheidend. Vorversuche mit unterschiedlichen Widerständen ergaben diesbezüglich, dass bei einer zu geringen Stromstärke keine frühzeitigen Schäden zu erwarten sind, während bei zu hohen Stromstärken klassische Stromdurchgangsschäden in den Vordergrund treten. So konnten bei Widerständen ≤ 75 kΩ und einer angelegten Netzspannung von 15 V erstmals mattierte Laufbahnen beobachtet werden (siehe Abschnitt 2.5.3). Für das spätere Versuchsprogramm wurde daher ein Widerstand von 500 kΩ gewählt, der die maximal ermittelte Stromstärke auf 10 µA begrenzt. Über welche Spanne die applizierte Stromstärke die Ausbildung von WEC-Schäden zulässt, konnte aufgrund des begrenzten Versuchsumfangs im Rahmen dieser Arbeit nicht weitergehend abgeprüft werden.

Wenn hinsichtlich der Stromstärke ein geeigneter Arbeitsbereich ermittelt wurde, spielt die angelegte Spannung eine wesentliche Rolle, da sie über

das zu erwartende Entladungsverhalten entscheidet (siehe Abschnitt 5.2, Bild 5.7). Insgesamt konnten diesbezüglich zehn vergleichbare Versuche an vier verschiedenen Betriebspunkten ausgewertet werden. Bei Versuch E9 wurde die Spannung des Netzteils so gering gewählt (4 V), dass Entladungen nur kurzzeitig während der Einlaufphase beobachtet werden konnten. Während des Versuchslaufs E8 wurde der elektrische Arbeitspunkt alle sechs Stunden an den Grenzspannungsverlauf angepasst, so dass es laufend zu wenigen Entladungen hoher Spannungsamplitude kommt. Demgegenüber können die Prüfläufe bei 6,5 Volt Netzspannung hinsichtlich ihres Entladungsverhaltens nicht eindeutig eingeordnet werden. Sie arbeiten überwiegend im Bereich jenseits der Grenzspannung, werden jedoch in Abhängigkeit ihres Verlaufs zeitweise von entladungsfreien Phasen unterbrochen. Die Versuche bei 8 V Netzspannung arbeiten dagegen fast ausschließlich im Bereich dauerhafter, hochfrequenter Entladungen geringer Spannungsamplitude. Bild 6.6 verdeutlicht die Zusammenhänge zwischen dem elektrischen Arbeitspunkt und der Laufzeit bis zum Ausfall anhand aller Prüfläufe, die mit einem Volumenstrom ≤ 15 ml/min und dem Schmierstoff SG1 durchgeführt wurden. Versuche ohne WEC-Ausfall sind hierbei ebenfalls aufgetragen und mit einem Stern gekennzeichnet. Bei den Läufen mit stromloser Einlaufphase (E1, E10) wurde diese hinsichtlich der angegebenen Versuchslaufzeiten vernachlässigt und nur der Zeitraum unter Gleichstrombelastung eingerechnet.

Da unter den genannten Bedingungen an fast allen gewählten Betriebspunkten (6,5 V, 8 V und U_{Grenz}) weiß anätzende Rissstrukturen im Gefüge nachgewiesen werden konnten, scheint die anliegende Spannung gegenüber der Stromstärke nur eine untergeordnete Rolle zu spielen. Mit Ausnahme von Versuch E4 wurden an allen Lagern die längere Zeit im Entladungsbereich gefahren wurden WEC-Schäden nachgewiesen. Lediglich die Prüflager aus Versuch E9, die einer geringen Spannung ausgesetzt wurden und deren Grenzspannung nur kurzzeitig während des initialen Schichtaufbaus überschritten wurde, zeigen bei der anschließenden metallografischen Auswertung keine weiß anätzenden Bereiche. Die bisherigen Ergebnisse deuten daher darauf hin, dass der WEC-Schadensmechanismus nicht nur an den Potentialunterschied zwischen Innen- und Außenring, sondern möglicherweise auch direkt an das Auftreten elektrischer Entladungen gekoppelt ist. Unabhängig von den WEC-Schäden zeigt sich darüber hinaus die klare Tendenz, dass die Lager umso früher ausfallen je tiefer sich der Arbeitspunkt in den Entladungsbereich verschiebt. Die kürzeste Zeitspanne bis zum WEC-Ausfall ergab sich hierbei mit durchschnittlich 76 Stunden

bei Versuchen mit 8 V Netzteilspannung, die nahezu ausschließlich im Entladungsbereich arbeiteten.

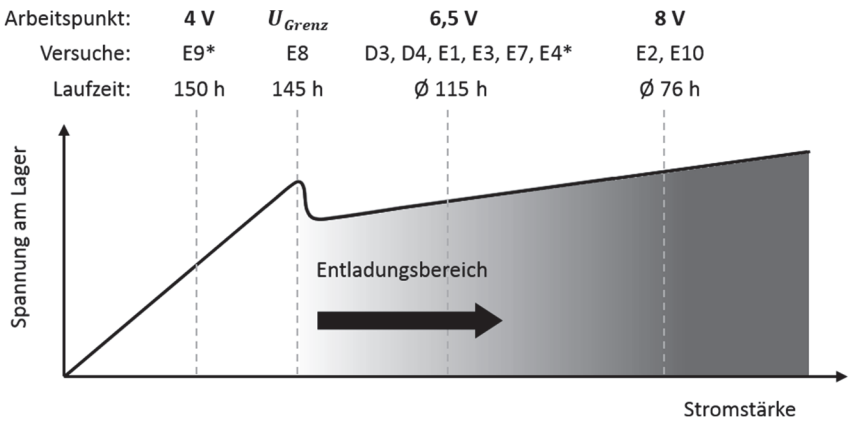


Bild 6.6: Auflistung aller Versuchsläufe unter „WEC-kritischen" Bedingungen (Gleichstrom, Schmierstoff SG1, $\dot{V} \leq 15$ ml/min) hinsichtlich ihres elektrischen Arbeitspunktes mit durchschnittlicher Versuchslaufzeit bis zum WEC-Schaden (* Ausfall ohne weiß anätzende Bereiche)

6.2.3 Der Einfluss der Schmierstoffformulierung

Wie einige Autoren nahelegen [339, 374, 385] besitzt auch die Schmierstoffformulierung einen erheblichen Einfluss auf die Wahrscheinlichkeit WEC-bedingter Ausfälle. Da im Rahmen dieser Arbeit aufgrund der beschränkten Prüfkapazität und der langen Versuchslaufzeiten keine statistisch abgesicherten Untersuchungen mit unterschiedlich formulierten Modellölen durchgeführt werden konnten, wurde stattdessen das Verhalten eines mit Zinkdithiophosphaten und überbasischen Calciumsulfonaten additivierten Modellöls (Öl2) ähnlich der „WEC-kritischen" Mischung aus [385] und eines reinen PAO-Basisöls (PAO-Mischung) untersucht.

Um möglichst „WEC-kritische" Versuchsbedingungen zu gewährleisten, wurde die Schmierstoffzufuhr bei einer Drehzahl von 4.500 min^{-1} auf 8 ml/min begrenzt und eine konstante Spannung von 6,5 V angelegt. Unter diesen Bedingungen führte ein zuvor gefahrener Prüflauf mit dem Referenzschmierstoff SG1 bereits nach 110 Stunden zum WEC-Ausfall (Versuch E7). Demgegenüber konnte eine WEC-Neigung des mit schichtbildenden Additiven formulierten Modellöls Öl2 nicht bestätigt werden (Versuch E6). Obwohl eines der Prüflager noch vor Ablauf der Versuchszeit nach 180 Stunden mit Schälungen am Innenring ausfiel, konnte in keinem der Lager WEC nachgewiesen werden. Wahrscheinlich handelt es sich bei den

beobachteten Schäden um elektrisch induzierte Ermüdungserscheinungen wie sie in Abschnitt 6.1 beschrieben werden. Der Versuchslauf mit dem reinen Basisöl (E5) wurde hingegen nach 200 Stunden ohne Ausfall abgebrochen. Auch in diesem Fall ergab die nachfolgende Untersuchung keinerlei Anzeichen von Gefügeveränderungen.

Die Versuche bestätigen die Annahme, dass im beschriebenen Prüfsystem eine kritische Formulierung wie SG1 eingesetzt werden muss, um WEC-Frühausfälle erzeugen zu können. Welche genauen chemischen oder physikalischen Eigenschaften zu einer „WEC-kritischen" Formulierung führen, bleibt jedoch unbeantwortet. Auch die häufig anzutreffende Kombination aus überbasischen Calciumsulfonaten und Zinkdithiophosphaten muss im vorliegenden Fall als unkritisch bewertet werden. Dies erlaubt jedoch keine weiterführenden Schlüsse hinsichtlich anderer Vertreter dieser Additivfamilie oder anderer Additivkombinationen. Darüber hinaus bleibt bei der Bewertung dieser Versuchsergebnisse zu bedenken, dass die Formulierung eines Schmierstoffs sowohl die Leitfähigkeit als auch die Ausbildung der Grenzschichten stark beeinflusst und sich somit auch auf den elektrischen Arbeitspunkt auswirkt. Es ist daher wahrscheinlich, dass die Schmierstoffzusammensetzung auch einen Einfluss auf die kritischen Betriebsbedingungen besitzt und sich der „WEC-fähige" Arbeitspunkt bei veränderter Schmierstoffformulierung entsprechend verschieben kann.

6.2.4 Der Einfluss der Grenzschichtausbildung

Gerade bei den Versuchsläufen unter einer konstanten Spannung zeigt sich wie sehr der elektrische Arbeitspunkt durch den individuellen tribochemischen Schichtaufbau einzelner Lager beeinflusst wird. Um die Auswirkungen der verschiedenen elektrischen Betriebspunkte auf die erzielte Lebensdauer und die Ausfallart der Lager zu verdeutlichen, werden im Folgenden beispielhaft Prüfläufe E3, E4 und D3 miteinander verglichen. Alle drei Versuche wurden unter den gleichen „WEC-kritischen" Bedingungen (p_0 = 2.500 MPa, $\dot{V}_{SG1}$ = 15 ml/min, $U_{Netzteil}$ = 6,5 V) durchgeführt und unterscheiden sich lediglich im gefahrenen Drehzahlprofil. Während Versuchslauf D3 bei konstanten 5.500 min^{-1} gefahren wurde (nicht abgebildet), zeichnet sich Versuch E3 durch ein moderates Drehzahlprofil vom Typ 2 (Bild 6.8) und Versuch E4 ein durch instationäres Drehzahlprofil vom Typ 3 aus (Bild 6.7).

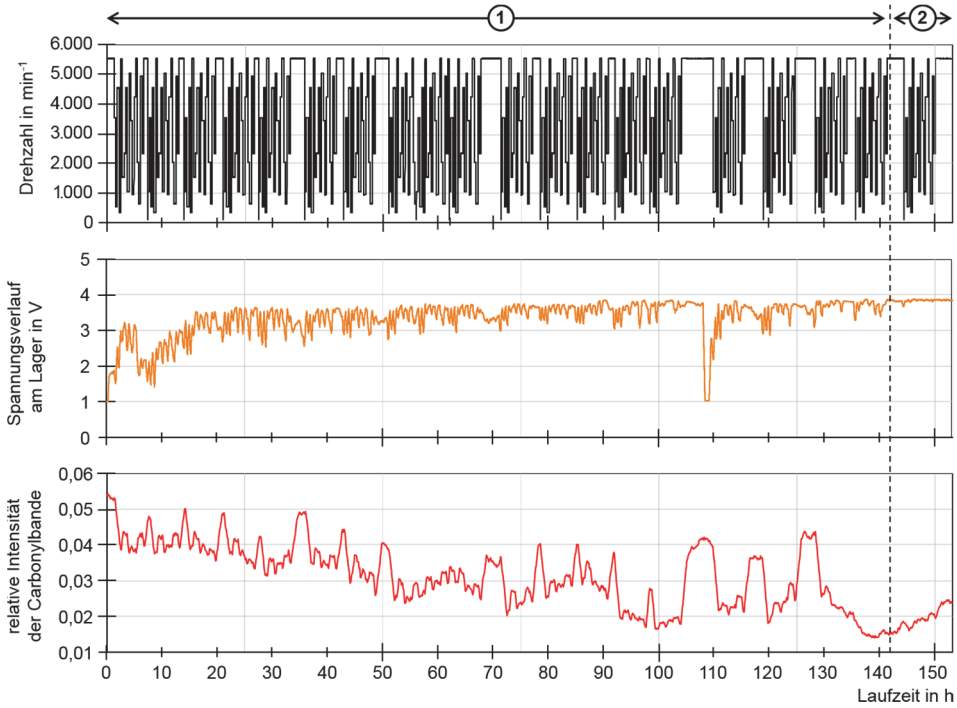


Bild 6.7: Charakteristischer zeitlicher Verlauf der Drehzahl, der Spannung am Prüflager und der Intensität der Carbonylbande im IR-Spektrum bei schnellen Drehzahlwechseln (Versuch E4)

Während sich in Versuch E4 aufgrund des extremen Drehzahlprofils erst nach über 140 Stunden stabile tribochemische Grenzschichten ausbilden, deren Isolationswirkung zusammen mit der des Schmierspalts ausreicht, um kapazitive Entladungen zu verhindern (siehe Abschnitt 5.2.2), konnten sich in Versuch D3 bereits nach 85 Stunden und in Versuch E3 bereits nach weniger als 30 Stunden vergleichbare isolierende Schichten aufbauen (siehe Bild 6.8). Die im direkten Vergleich von E3 zu E4 deutlich verkürzte Zeitspanne ist vermutlich auf die längeren Haltezeiten der einzelnen Drehzahlen zurückzuführen, was innerhalb des Lagers zu stabileren Schmierverhältnissen führt und eine schnellere Ausbildung isolierender Grenzschichten erlaubt. Im Anschluss an den Schichtaufbau (Bereich 1) stellt sich bei allen drei Versuchen ein Betriebszustand ein, in dem sich die Lager kontinuierlich im Bereich der Grenzspannung bewegen und sich längere Phasen ohne Entladung mit Phasen seltener, jedoch intensiverer Entladungen abwechseln (Bereich (2)).

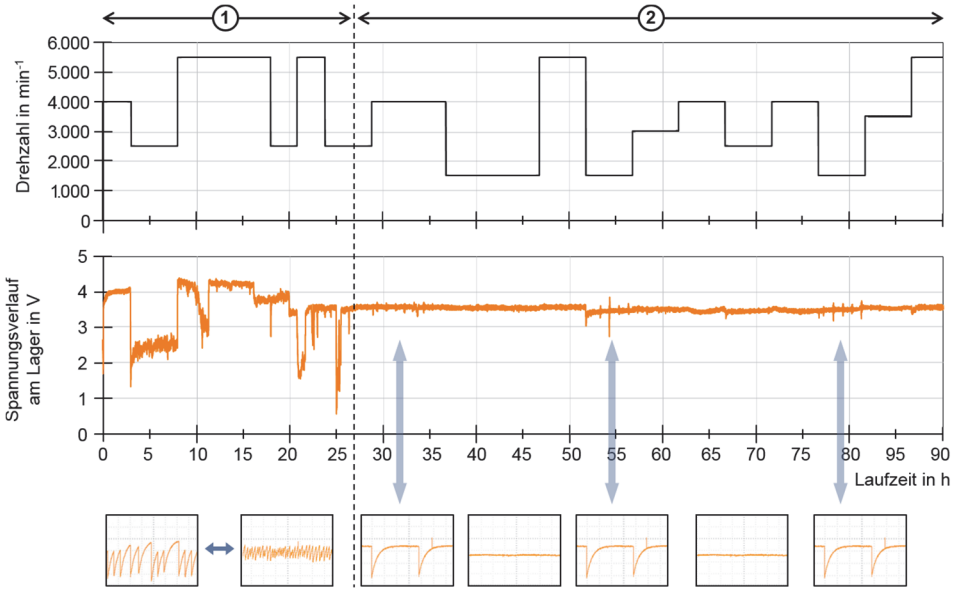


Bild 6.8: Zeitlicher Verlauf der Drehzahl und der Spannung am Prüflager bei gemäßigtem Drehzahlprofil (Versuch E3)

Entgegen allen Erwartungen fiel das Lager mit dem ruhigeren Drehzahlprofil und der kürzesten Zeitspanne bis zum Aufbau isolierender Schichten bereits nach 90 Stunden mit massiven Oberflächenschäden aus (Versuch E3). Die nachfolgenden metallografischen Untersuchungen (Bild 6.9) ergaben neben starken Laufspuren an allen Wälzelementen (Bilder 6.9a, 6.9b) großflächige Ausbrüche und Schälungen (Bild 6.9b) sowie weiß anätzende Strukturen im Gefüge unterhalb der Lastzone des Innenrings (Bild 6.9c).

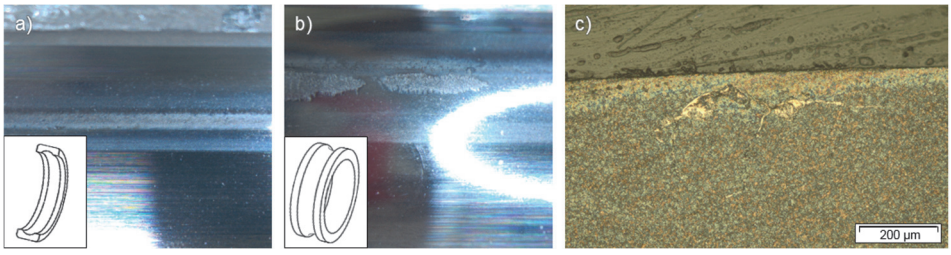


Bild 6.9: Laufbahnoberfläche des Außenrings (a), Laufbahnoberfläche des Innenrings (b) und Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche des Innenrings (c) aus Versuch E3

Demgegenüber erzielte das bei Maximaldrehzahl gefahrene Lager (D3) mit 125 Stunden eine etwas längere Laufzeit. Die anschließende Analyse ergab vergleichbare Materialausbrüche und ebenfalls weiß anätzende Bereiche

im Innenring (Bilder 6.10b, 6.10c), während der Außenring (Bild 6.10a) weniger ausgeprägte Laufspuren aufwies.

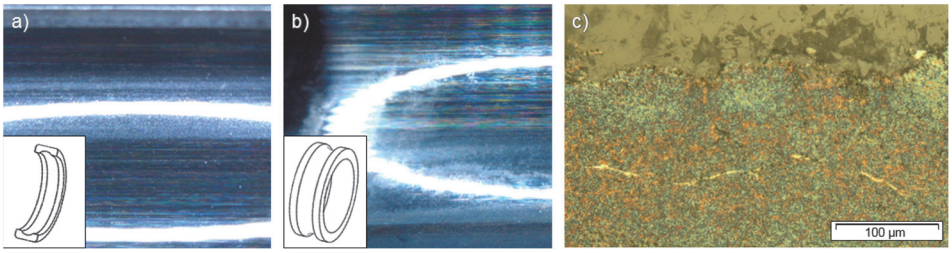


Bild 6.10: Laufbahnoberfläche des Außenrings (a), Laufbahnoberfläche des Innenrings (b) und Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche des Innenrings (c) aus Versuch D3

Die Prüflager aus Versuch E4, die dem schnelleren und insgesamt anspruchsvolleren Drehzahlprofil ausgesetzt waren, wurden nach 155 Stunden ebenfalls ausgebaut und metallografisch untersucht. Da bis zu diesem Zeitpunkt noch keine Anzeichen von Lagerschäden aufgetreten sind, wurde der Versuch vorzeitig abgebrochen, um zu überprüfen, ob sich bereits weiß anätzende Bereiche im Gefüge ausgebildet hatten. Trotz der im Vergleich zu den Versuchen D3 und E3 deutlich längeren Laufzeit und der zahlreichen elektrischen Entladungen zeigte die Prüflager weder klassische Stromdurchgangsschäden noch Ausbrüche oder Veränderungen im Gefüge der Lagerringe. Stattdessen wiesen die Wälzelemente lediglich leichte bzw. mittelstarke Laufspuren auf (Bilder 6.11a, 6.11b), so dass sich der Gesamteindruck ergibt, dass die beobachtete Zeitspanne bis zum ersten Aufbau isolierender Schichten (27 h bei E3, 85 h bei D3, 140 h bei E4) direkt mit der gemessenen Laufzeit bis zum WEC-Ausfall korreliert (90 h bei E3, 125 h bei D3 kein Ausfall bei E4) und der zugrundeliegende WEC-Schadensmechanismus möglicherweise das Vorhandensein von Grenzschichten oder eines an dieser Stelle nicht näher definierbaren Grenzschichtzustandes voraussetzt.

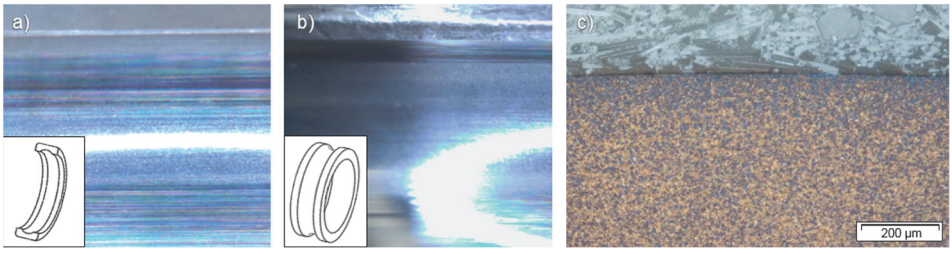


Bild 6.11: Laufbahnoberfläche des Außenrings (a), Laufbahnoberfläche des Innenrings (b) und Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche des Innenrings (c) aus Versuch E4

Die gewählten Fallbeispiele zeigen, wie die Ausbildung isolierend wirkender Grenzschichten mit dem Auftreten elektrisch induzierter Schadensbilder in Verbindung steht und verdeutlichen, dass vermeintlich schützende tribochemische Schichten unter elektrischer Zusatzbelastung zu einer erhöhten Gefährdung von Wälzlagern führen können. Obwohl alle drei Prüfläufe bei gleicher Spannung (6,5 V) und unter identischen Versuchsbedingungen durchgeführt wurden, ergeben sich als Folge des Drehzahlprofils abweichende elektrische Arbeitspunkte, die sich wie in Abschnitt 6.2.2 bereits erläutert wurde, direkt auf die Wahrscheinlichkeit eines WEC-bedingten Ausfalls auswirken können. Ein ähnliches Bild ergibt sich, wenn man die Ermüdungsschäden ohne weiß anätzende Bereiche miteinbezieht, die bei Versuchen mit erhöhter Schmierstoffzufuhr entstehen. Auch hier finden sich vergleichbare Zusammenhänge zwischen Schichtaufbau und Laufzeit (Versuche C1, C2, C9, C11).

Da sich die Drehzahlprofile vom Typ 2 und 3 hauptsächlich in der Haltezeit der einzelnen Drehzahlniveaus unterscheiden, ist davon auszugehen, dass längere stationäre Betriebsphasen mehr zur Ausbildung potenziell schädlicher Betriebszustände beitragen als schneller wechselnde kurze Phasen. Dies widerspricht jedoch der Ansicht einiger Autoren, die transiente Betriebsbedingungen generell als WEC-fördernd einstufen [142, 192, 233, 259, 298, 334]. Die Auswertung der gefahrenen Versuche deutet jedoch vielmehr darauf hin, dass zeitintensive Prozesse wie beispielsweise die Ausbildung metastabiler Adsorptionsschichten oder eine spezielle Zersetzungschemie für das beobachtete Verhalten verantwortlich sind und die erhöhte WEC-Neigung auf andere Ursachen zurückzuführen ist, die in Verbindung mit transienten Betriebsbedingungen gehäuft auftreten. Eine weiterführende Diskussion der Rolle transienter Betriebsbedingungen im Hinblick auf WEC-Schäden findet sich in Abschnitt 7.2.

7 Erkenntnisse zum WEC-Schadensmechanismus

Wie die auffällige Häufung von WEC-Frühausfällen in Windkraftgetrieben oder anderen charakteristischen Anwendungen wie Lichtmaschinen, Getrieben oder Riemenscheiben aus dem Automotive Umfeld nahelegt, tritt das Schadensbild nur unter sehr spezifischen, kritischen Betriebsbedingungen auf. In der Literatur finden sich diesbezüglich vielfach Hinweise auf die Kinematik und Dynamik des Antriebsstranges [136, 142, 182, 211, 248], Misch- bzw. Grenzreibungsbedingungen [121, 158, 247, 340, 385], Schlupfzustände [136, 158, 182] oder mögliche Verunreinigungen des Werkstoffes [65, 118, 256, 364, 424]. Neben diesen überwiegend mechanischen Einflussfaktoren werden auch kritische Schmierstoffformulierungen [116, 130, 339, 385], ein hoher Wassergehalt [211, 229, 339], hohe Betriebstemperaturen [224, 339] sowie die Gegenwart elektrischer Potentiale [199, 211, 224, 249, 250, 372] häufig als tribochemische Treiber genannt. Die exakte Identifizierung und Eingrenzung potenziell „WEC-kritischer" Betriebsbedingungen wird jedoch dadurch erschwert, dass sich fast alle denkbaren Einflussfaktoren wiederum untereinander beeinflussen können und sich die tribologischen Bedingungen von System zu System zum Teil stark unterscheiden. RUELLAN DU CREHU beschreibt das Auftreten von WEC daher als ein Phänomen, das auf einem instabilem Gleichgewicht verschiedener tribomechanischer, tribochemischer und werkstoffspezifischer Faktoren basiert (siehe Bild 7.1). Diese aus Sicht des Autors zutreffende Beobachtung bietet einen ersten Erklärungsansatz dafür, dass bereits eine geringfügige Verschiebung des Arbeitspunktes dazu führen kann, dass sich das fragile Gleichgewicht nicht mehr einstellt und die Ausbildung weiß anätzender Phasen ausbleibt. [339]

Trotz der intensiven Forschungsbemühungen der letzten zwei Jahrzehnte ist über die auslösenden Umstände bisher nur wenig Konkretes bekannt. Die diesbezüglich häufigsten diskutierten Hypothesen beruhen auf der Wirkung elementaren Wasserstoffs, welcher entweder in Rissflanken [144, 340, 373] oder an den Kontaktoberflächen [115, 117, 391] vom Stahl aufgenommen und dort beispielsweise durch das Erleichtern von Gleitvorgängen im Werkstoff zu Festigkeitsproblemen oder durch die Herabsetzung der Bindungsenergie des Kristallgitters zur Reduzierung der Spaltbruchspannung führen soll. Im weiteren Zusammenspiel mit der fortlaufenden Wälzbeanspruchung und anderen vorrangig tribomechanischen Faktoren sollen die negativen Auswirkungen des Wasserstoffs dann für die weiß

anätzenden Gefügeveränderungen und die unter White Etching Crack bekannten Frühermüdungserscheinungen verantwortlich sein.

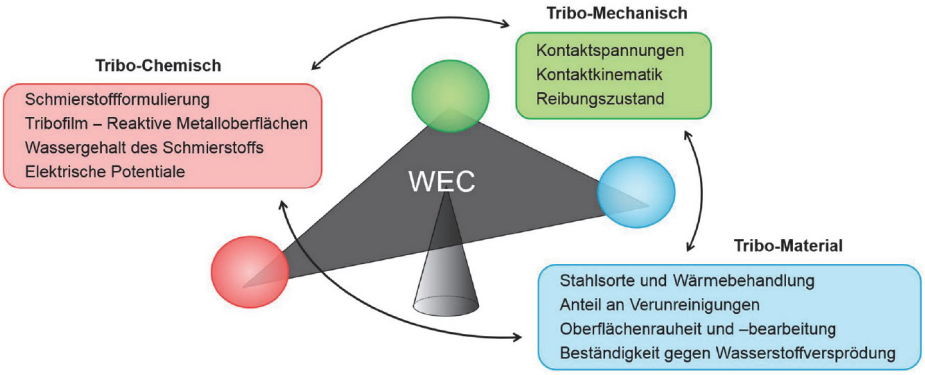


Bild 7.1: WEC-Schäden scheinen ein instabiles Gleichgewicht aus mechanischen, werkstofftechnischen und chemischen Faktoren vorauszusetzen, die alle miteinander in Verbindung stehen, nach [339]

Die allgemeine Fokussierung auf Wasserstoff als möglichen Auslöser gründet sich vor allem darauf, dass WEC-Schäden bei künstlicher Beladung der Prüfkörper sehr leicht nachgestellt werden können [117, 176, 197, 228, 364, 387, 391, 423], scheinbar ohne dass das eingangs beschriebene instabile Gleichgewicht verschiedenster Einflussfaktoren vorliegen muss. Hinsichtlich der Wasserstoffquelle realer WEC-Feldausfälle gehen die meisten Autoren davon aus, dass dieser im Kontaktbereich infolge tribochemischer Zersetzungsreaktionen [86, 229, 252, 253, 364], begünstigt durch Vibration, Schlupf, Abbrems- und Beschleunigungsvorgänge [224, 392], Schervorgänge [229], Reibung [247] oder elektrische Entladungsphänomene [211, 250, 275, 280] freigesetzt wird und an Rissflanken [142, 339] oder anderen ungeschützten Oberflächen [115, 117, 176, 224, 228, 391] ins Gefüge diffundiert. Während die überwiegende Mehrheit tribochemisch gebildeten Wasserstoff als Hauptauslöser und Träger des WEC-Schadensmechanismus sieht [145, 197, 206, 228, 229, 339, 385, 407], gehen nur wenige Autoren von primär physikalisch getriebenen Prozessen basierend auf stoßhaften Überbelastungen [258, 259], Verunreinigungen im Werkstoff [118, 256, 364, 424] oder elektromagnetischen Effekten [202, 347, 348] aus. Einen guten Überblick über den aktuellen Stand der Forschung und die gegenwärtig diskutierten Theorien geben [115] und [339].

Auch wenn einige der bekannten Hypothesen auf den ersten Blick ein plausibles Bild vom Ablauf des Mechanismus zeichnen, so bleibt dennoch unklar warum WEC-Schäden zumeist sporadisch und vereinzelt auftreten und

die überwiegende Mehrheit der Wälzlageranwendungen mit vermeintlich vergleichbaren Betriebsbedingungen hiervon nicht betroffen ist. Darüber hinaus stellt sich die Frage, warum dieses Schadensbild einerseits so anwendungsspezifisch und andererseits derart unspezifisch hinsichtlich grundlegender tribologischer Rahmenbedingungen ist. Reduziert man den aktuellen Kenntnisstand auf das Wesentliche, so ist bisher lediglich gesichert, dass für verschiedene „WEC-fähige" Prüfsysteme in der Regel auch unterschiedliche, zumeist sehr spezifische WEC-kritische Bedingungen erfüllt sein müssen, damit es zum Auslösen des eigentlichen Schadensmechanismus und der Ausbildung weiß anätzender Rissnetzwerke kommt. Die verschiedenen Vorstellungen über den jeweiligen Auslöser und den weiteren Verlauf der Wirkkette gehen hierbei jedoch noch immer weit auseinander. Bild 7.2 skizziert den aktuellen Kenntnisstand zum Ablauf des WEC-Schadensmechanismus und nennt die wichtigsten aktuell diskutierten Hypothesen.

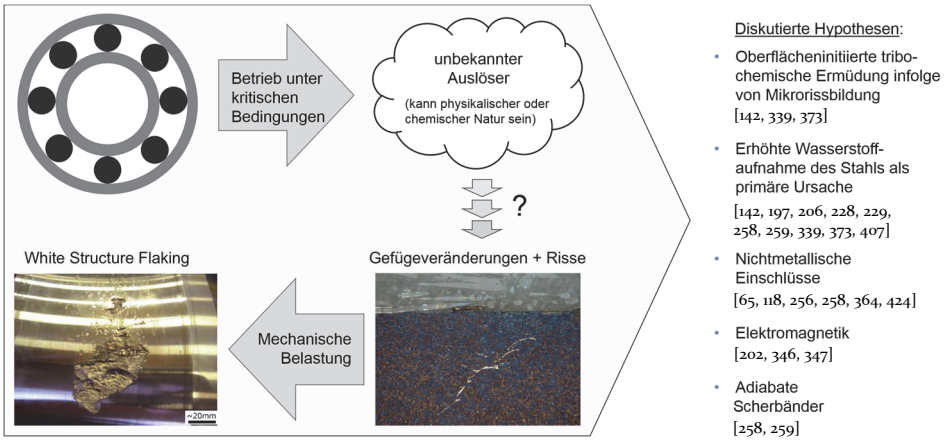


Bild 7.2: Aktueller Wissensstand sowie Hypothesen zum WEC-Schadensmechanismus

Im Hinblick auf die Vielzahl unterschiedlicher tribologischer Bedingungen, unter denen WEC auftreten kann, ist auch denkbar, dass es mehr als nur einen einzigen gemeinsamen, dominanten Auslöser gibt. Vieles deutet vielmehr darauf hin, dass nicht mit einem einzigen starren WEC-auslösenden Mechanismus, sondern einer Vielzahl verwandter Ausprägungen eines Phänomens gerechnet werden muss. In [248] differenzieren LOOS et al. diesbezüglich mit Elektro-Statik, Hochgeschwindigkeits-Mischreibung, Dynamik und Elektro-Dynamik zwischen vier verschiedenen kritischen Betriebszuständen bzw. Zusatzbeanspruchungen, unter denen es auf Prüfständen des Wälzlagerherstellers Schaeffler zu WEC-Frühausfallen kommen kann (siehe Abschnitt 3.3, Bild 3.6), wobei die im Rahmen dieser Arbeit

vorgestellten Untersuchungen dem Prinzip der Elektro-Statik zugerechnet werden müssen.

Wie in Kapitel 6.2 bereits erläutert wurde, können WEC-Schäden im vorgestellten Prüfsystem nur unter sehr spezifischen Bedingungen beobachtet und reproduziert werden. Diesbezüglich konnten drei notwendige Betriebskriterien herausgearbeitet werden (siehe Bild 7.3): Die Applikation von Gleichstrom, der Einsatz des als „WEC-kritisch“ bekannten Schaltgetriebeöls SG1 sowie eine Reduzierung der zugeführten Schmierstoffmenge bis mindestens 15 ml/min. Bereits die Abwesenheit eines dieser drei kritischen Faktoren verhindert die Ausbildung weiß anätzender Rissflanken im Gefüge. Darüber hinaus deuten die Versuche mit unterschiedlichen Drehzahlprofilen darauf hin, dass die WEC-Schadensneigung mit der Ausbildung von Grenzschichten in Verbindung steht (siehe Abschnitt 6.2.4). Weitere potenzielle Einflussfaktoren wie die anliegende Pressung und die Höhe der Drehzahl bei konstant gefahrenen Versuchen besaßen im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen nur einen untergeordneten Einfluss, der sich im Wesentlichen in einer geringfügigen Verschiebung des elektrischen Arbeitspunktes bzw. einem beschleunigten oder verzögerten Grenzschichtaufbau widerspiegelt. Eine Sonderrolle kommt in diesem Zusammenhang der Betriebstemperatur der Lager zu. Da sie eine Vielzahl wichtiger Eigenschaften des Öls im Kontaktbereich wie Viskosität oder Leitfähigkeit direkt beeinflusst und bei einer Reduzierung der Schmierstoffmenge bis in den „WEC-kritischen“ Bereich nicht mehr aktiv kontrolliert werden konnte, ist ihr Einfluss auf das Gesamtsystem nur sehr schwer abschätzbar.

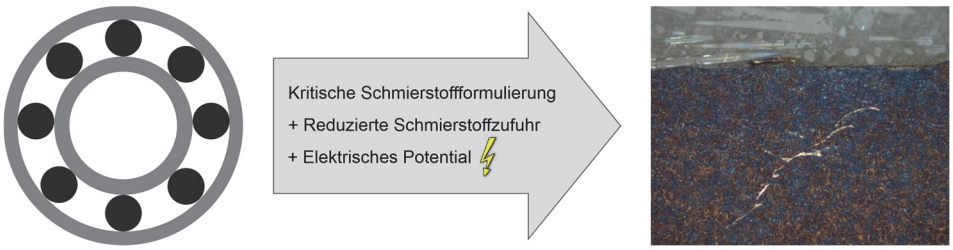


Bild 7.3: Kritische Betriebsbedingungen, die im eingesetzten Prüfsystem zu WEC-Schäden führen

Wie eingangs dargestellt, handelt es sich im untersuchten System offensichtlich um ein multifaktorielles Problem. Da WEC-Schäden nur beobachtet wurden, wenn ein entsprechender elektrischer Arbeitspunkt mit einer kritischen Schmierstoffformulierung und geringer Schmierstoffzufuhr

kombiniert wird, wird im Folgenden davon ausgegangen, dass es sich beim gesuchten Auslöser um ein Phänomen handelt, das sowohl eine elektrische Komponente in Form des benötigten Potentials als auch eine chemische oder tribochemische Komponente in Form der Schmierstoffformulierung und des beobachteten Zusammenhangs zum Grenzschichtaufbau beinhaltet (siehe Abschnitt 6.2.4). Ist diese Annahme zutreffend, so können die unter Elektro-Statik-Bedingungen beobachteten WEC-Fälle wahrscheinlich als Sekundärschaden oder spezielle Form eines elektrisch induzierten Ermüdungsphänomens infolge geringer Gleichströme eingeordnet werden, da die elektrische Zusatzbelastung, welche in Gegenwart der anderen kritischen Faktoren die Ausbildung von WEC-Schäden ermöglicht auch in deren Abwesenheit zu einer beschleunigten Ermüdung der Wälzelemente führt (siehe Abschnitt 6.1).

Basierend auf dieser Hypothese werden im Folgenden sowohl die chemische als auch die elektrische Komponente des Schadensmechanismus eingehend betrachtet und entscheidende Faktoren „WEC-fähiger" Prüfsysteme im Kontext der gewonnenen Erkenntnisse diskutiert. Hierbei besteht das vorrangige Ziel darin, anhand der gewonnen Ergebnisse Rückschlüsse auf die zugrundeliegenden Mechanismen zu ziehen und daraus langfristig mögliche WEC-Präventionsmaßnahmen abzuleiten. Besonders im Fokus stehen hierbei die Umstände, die zum Auslösen der Kausalkette führen, an deren Ende die beobachteten Gefügeveränderungen stehen. Werden diese aufgeklärt, so ist eine detailliertere Kenntnis über den Ablauf des nachfolgenden Schadensmechanismus nicht notwendig, um wirksame Maßnahmen zu ergreifen und das Auftreten von WEC-Schäden in gefährdeten Systemen zu unterdrücken. Vielmehr könnte der Arbeitspunkt des Systems bei genauer Kenntnis der auslösenden Umstände durch Modifikationen der Betriebsbedingungen außerhalb des „WEC-kritischen" Bereichs verschoben werden, so dass die gewünschte Lebensdauer erzielt wird und klassische Ausfallmechanismen bei hohen Laufleistungen erneut in den Vordergrund treten.

7.1 Die chemische bzw. tribochemische Komponente

Dass der WEC-auslösende Mechanismus eine chemische bzw. tribochemische Komponente besitzt wird heute kaum mehr angezweifelt. Die meisten Autoren gehen mit elementarem Wasserstoff als Hauptverursacher der beobachteten Gefügeveränderungen direkt von einem chemischen Träger aus der, überlagert durch die mechanische Beanspruchung des Gefüges, zu den bekannten Phänomenen führt [197, 206, 228, 229, 339, 364, 374, 407]. Die Vermutung, dass mit hoher Wahrscheinlichkeit eine chemische Komponente vorliegen muss, spiegelt sich dabei hauptsächlich in der Tatsache wider, dass alle bisher bekannten „WEC-fähigen" Prüfsysteme zur Abbildung des Schadens einen kritischen Schmierstoff wie SG1 voraussetzen [121, 202, 339]. Gerade die chemischen und tribochemischen Einflüsse moderner Additivmischungen auf die Ermüdung von Wälzlagern werden in diesem Zusammenhang zunehmend kritisch betrachtet und wurden bereits vielfach als mögliche auslösende Faktoren diskutiert [116, 130, 145, 339, 373, 374, 385].

Das diesbezüglich eindringlichste Beispiel geben die Arbeiten von SURBORG [385], der an einem FE-8 Prüfstand Versuchsreihen mit verschiedenen praxisnahen Modellformulierungen durchführte und bei bestimmten Additivkombinationen WEC-Schäden erzielte. Besonders im Verdacht stehen hierbei die oberflächenaktiven Stoffgruppen der Zinkdialkyldithiophosphate und der überbasischen Metallsulfonate, welche beide über jeweils unterschiedlich stark ausgeprägte EP/AW-Eigenschaften verfügen und in vielen Systemen die Ausbildung von Triboschichten maßgeblich beeinflussen. In Gegenwart beider Additive stellen die ZDDPs die vorherrschende schichtbildende Komponente dar, so dass davon auszugehen ist, dass sich die Wirkung der Sulfonate hinsichtlich des Grenzschichtaufbaus primär auf eine veränderte Ausbildung ZDDP-basierter Tribofilme beschränkt. In diesem Zusammenhang wurden gegenüber reinem ZDDP bereits mehrfach dünnere und weniger homogene Grenzschichten beschrieben, die in der glasähnlichen Matrix vermehrt Ca- anstatt Zn-Ionen enthalten (siehe Abschnitt 2.7.3). [36, 217, 220-222, 336, 426, 428, 441, 442] Die Ausbildung solcher „fleckiger", ungleichmäßiger Grenzschichten wurden auch von RUELLAN DU CREHU im Zusammenhang mit WEC-Schäden beobachtet und wird von ihm als möglicher Bestandteil eines Wasserstoffbasierten WEC-Mechanismus angesehen [339]. Wie einige andere Autoren [110, 116, 391] geht auch er davon aus, dass intakte Tribofilme vor der Aufnahme von Wasserstoff schützen und stützt sich hierbei auf die Beobachtung, dass WEC-Schäden in Versuchsreihen ohne künstliche Wasserstoffbeladung fast ausschließlich in den schlupfbehafteten Randzonen des Kontakts auftreten, wo sich kein durchgängiger homogener Tribofilm ausbildet (siehe Bild 7.4).

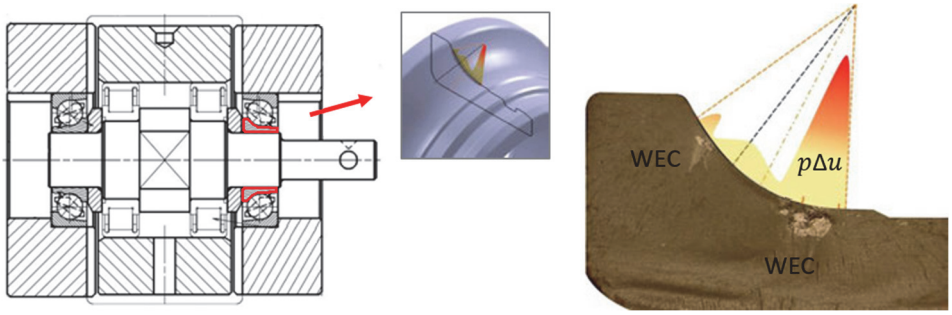


Bild 7.4: Aufbau der von RUELLAN DU CREHU genutzten NTN-SNR Machine S, Fraktografie eines Schrägkugellager-Innenrings mit WEC-Schäden an den Kontakträndern und Auftragung des Produktes aus Pressung und Gleitgeschwindigkeit ($p\Delta u$) nach [339]

Obwohl bekannt ist, dass das Schaltgetriebeöl SG1 wie auch andere „WEC-kritische" Schmierstoffe sowohl ZDDPs als auch überbasische Metallsulfonate enthalten [121, 158, 202, 339], konnten die Ergebnisse von SURBORG mit einer entsprechenden Modellmischung im eigenen Prüfsystem nicht nachvollzogen werden (siehe Abschnitt 6.2.3, Versuch E6). Auch RUELLAN DU CREHU konnte bei Versuchen mit Schrägkugellagern zeigen, dass Metallsulfonate nicht zwingend Bestandteil einer „WEC-fähigen" Schmierstoffformulierung sein müssen [339]. Es ist also davon auszugehen, dass diese Stoffklasse keinen direkten Anteil am WEC-auslösenden Mechanismus hat, sondern eher eine indirekte, untergeordnete Funktion erfüllt, indem sie beispielsweise den Zustand der Grenzschichten beeinflusst, mit Hilfe ihrer Basenkapazität ein Reaktionsumfeld begünstigt, das vermehrt zur Ausschüttung der chemischen Komponente des Auslösers führt oder aufgrund anderer charakteristischer Eigenschaften zur elektrischen Komponente des Auslösers beiträgt.

Generell ist unklar wie die chemische Komponente mit dem auslösenden Mechanismus verknüpft ist. So besteht einerseits die Möglichkeit, dass ein direkter chemischer Träger wie elementarer Wasserstoff vorliegt, der im Zusammenspiel mit tribomechanischen Faktoren wie erhöhten Schubspannungen, Mikrorissbildung oder Einschlüssen in der Stahlmatrix unmittelbar für die Ermüdungserscheinungen sowie die begleitenden Gefügeveränderungen verantwortlich ist. Andererseits könnte es sich beim Auslöser auch um einen vorwiegend physikalischen Effekt handeln, der nur in Verbindung mit einem ungewöhnlichen Grenzschichtzustand oder einer speziellen Additivchemie im Lager auftreten kann. Ein mögliches Beispiel für einen solchen primär physikalisch getriebenen Mechanismus mit chemischer bzw. tribochemischer Beteiligung geben ŠČEPANSKIS et al. in [346]. Hierbei wird die Entstehung der weiß anätzenden Bereiche auf

thermoelektrische Effekte infolge starker Induktionsströme innerhalb der Wälzelemente zurückgeführt, die zu Rekristallisationsprozessen und der Auflösung von Carbiden führen. Die chemische Komponente besteht in diesem Fall aus geladenen Additivmolekülen, die auf den Oberflächen der umlaufenden Wälzelemente haften und in Gegenwart lokaler Magnetfelder die Vorrausetzung zur Entstehung des eigentlichen Trägers – der Induktionsströme – schaffen.

Auch wenn die von SURBORG als „WEC-kritisch" identifizierten Additive maßgeblich am Aufbau von Grenzschichten beteiligt sind und auch die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit für eine aktive Beteiligung der Grenzschichten am Schadensmechanismus sprechen (siehe Abschnitt 6.2.4), ist die Rolle des tribochemischen Schichtaufbaus innerhalb des WEC-Schadensmechanismus weiterhin unklar. Wie RUELLAN DE CREHU gehen die meisten Autoren in diesem Zusammenhang von einer Schutzfunktion bei der Aufnahme von Wasserstoff aus [116, 224, 339, 391]. Dem widerspricht jedoch die Beobachtung, dass die Zeitspanne bis zum Aufbau weitgehend isolierender Grenzschichten direkt mit der Dauer bis zum WEC-Ausfall korreliert (siehe Abschnitt 6.2.4). Es ergibt sich stattdessen der Eindruck, dass Grenzschichten im vorliegenden System zur Ausbildung von WEC-Schäden beitragen, indem sie infolge ihrer Isolationswirkung einen „WEC-kritischen" elektrischen Arbeitspunkt ermöglichen und somit womöglich erst das richtige chemische oder physikalische Umfeld zur Ausschüttung des eigentlichen Trägers schaffen. Auch der Umstand, dass eine „WEC-kritische" Formulierung ihr Potential erst im Zusammenspiel mit Gleichstrom und einer kritischen Schmierstoffzufuhr entfaltet, legt nahe, dass sich die eigentliche chemische Komponente des Auslösers erst aus den vorhandenen Edukten bildet, wenn durch die speziellen Betriebsbedingungen innerhalb des Lagers ein passendes Reaktionsumfeld geschaffen wird. In diesem Fall käme dem Lager aus verfahrenstechnischer Sicht die Rolle eines chemischen Reaktors zu.

7.1.1 Das Lager als chemischer Reaktor

Da es in Gegenwart eines elektrischen Potentials und eines geeigneten elektrischen Arbeitspunktes im Allgemeinen nur zu den in Abschnitt 6.1 beschriebenen Gleichstrom-Ermüdungsphänomenen kommt und WEC-Schäden zusätzliche Faktoren wie einen „WEC-kritischen" Schmierstoff und eine reduzierte Schmierstoffzufuhr erfordern, muss im System neben der elektrischen Komponente des auslösenden Mechanismus auch eine weitere, chemisch geprägte Komponente vorliegen. Es stellt sich daher die Frage, weshalb weiß anätzende Bereiche auch in Gegenwart einer kritischen Formulierung nur bei reduzierter Schmierstoffzufuhr auftreten und es sonst bei Frühermüdungserscheinungen ohne weiß anätzende Gefügeveränderungen bleibt.

Die wahrscheinlichste Erklärung für das beobachtete Verhalten besteht darin, dass sich die eigentliche chemische Komponente des WEC-auslösenden Mechanismus erst während des Betriebs infolge chemischer bzw. tribochemischer Reaktionen innerhalb des Lagers ausbildet und diese hierfür spezielle, kritische Reaktionsbedingungen voraussetzen, die im untersuchten System erst durch eine Reduzierung der Schmierstoffzufuhr geschaffen werden. Ob es sich hierbei wie in [348] angedeutet um geladene Adsorptionsschichten, elementaren Wasserstoff oder ein anderes bisher unbekanntes Phänomen handelt, kann an dieser Stelle nicht beantwortet werden. Jedoch können die als potenziell WEC-fördernd eingestuften schichtbildenden Additive sowie klassische Ölalterungsreaktionen im Kontext der durch die Schmierstoffzufuhr veränderten Reaktionsbedingungen diskutiert werden, um hieraus weitere Rückschlüsse auf den vermuteten Schadensmechanismus zu ziehen. Um zu verdeutlichen, wie sich die Ölzufuhr auf mögliche tribochemische Reaktionswege auswirken kann, werden im Folgenden Anleihen aus der chemischen Reaktionstechnik gezogen und das System „drehendes Lager" als kontinuierlich betriebener chemischer Reaktor angesehen. Diese Betrachtungsweise ist insofern vertretbar, da typische Charakteristika chemischer Reaktoren wie die Durchmischung, die Wärmezu- bzw. -abfuhr oder das Zurverfügungstellen katalytisch wirkender Oberflächen auch auf die Umgebung eines geschmierten Wälzlagers übertragen werden können und im restlichen Schmierstoffkreislauf keine weiteren tribochemischen Reaktionen zu erwarten sind.

7.1.2 Reaktionskinetik und kritische Reaktionsbedingungen

Da dem Wälzlager weder im Feldeinsatz noch im vorliegenden Prüfsystem vor der Ausbildung von WEC-Schäden zusätzliche Chemikalien zugeführt werden, müssen alle notwendigen Edukte bereits in Form einer kritischen Schmierstoffformulierung im System vorliegen. Wie eingangs bereits diskutiert wurde, deutet in diesem Zusammenhang Vieles auf Zinkdithiophosphate oder andere zumeist schichtbildende Zusatzstoffe hin (siehe Abschnitt 2.7). In den meisten Fällen beruht die Wirkung dieser Additive nicht auf der eigentlichen Chemikalie, sondern vielmehr auf deren Zerfallsprodukten, die entweder infolge thermischer Zersetzung oder tribologisch anspruchsvoller Bedingungen im Kontakt freigesetzt werden. Die hierbei auftretende Zersetzungschemie ist extrem komplex und bisher nur für wenige Stoffgruppen in Ansätzen untersucht. Wenn diese Additive also für die chemische Komponente des Mechanismus verantwortlich sind, dann kommt eine nahezu unüberschaubare Anzahl verschiedenster Spezies und Reaktionsintermediate in Frage, die zumeist in Form langer Reaktionskaskaden auftreten und über die bis heute nur sehr wenig bekannt ist.

Geht man weiterhin davon aus, dass die chemische Komponente nur im Zusammenspiel mit der elektrischen Komponente und erst ab Erreichen einer gewissen Konzentrationsschwelle innerhalb des Lagers zum Auslösen des Schadensmechanismus führt, so entscheidet das Verhältnis von frisch gebildeten zu verbrauchten, weiterreagierten oder aus dem Reaktor ausgetragenen Spezies über den Konzentrationsspiegel der Komponente und somit über die WEC-Neigung des Systems. Da darüber hinaus anzunehmen ist, dass die ursprünglichen Additive im hohen Überschuss vorliegen und deren Konzentration durch den kontinuierlichen Austausch des Öls im Lager nicht nennenswert abnimmt, ist hinsichtlich der Ausschüttung der chemischen Komponente näherungsweise von einer Reaktionskinetik nullter Ordnung auszugehen, deren geschwindigkeitsbestimmender Schritt unabhängig von der Konzentration der ursprünglichen Edukte ist. Dies hat wiederum zur Folge, dass die Konzentration der gesuchten Komponente und somit auch die WEC-Neigung des Systems maßgeblich von den innerhalb des Lagers vorliegenden Reaktionsbedingungen bestimmt wird. Ob ein Betriebszustand „WEC-kritisch“ ist oder nicht, ist demnach hauptsächlich von der Verfügbarkeit eines geeigneten Katalysators, der vorliegenden Temperatur sowie der Verweildauer der Reaktionsmischung innerhalb des Reaktors abhängig. Nimmt man weiterhin an, dass das vorliegende Reaktionssystem wie im Fall der Ölalterung oder der Aufnahme von atomarem Wasserstoff vorrangig durch blanke, metallische Oberflächen katalysiert wird, welche beispielsweise infolge von Mischreibungsbetrieb, Schlupfzuständen

oder elektrischen Entladungen auftreten, dann besteht bei allen genannten Einflussfaktoren eine direkte Verbindung zur zugeführten Schmierstoffmenge.

Am offensichtlichsten – da direkt messbar – ist hierbei der Zusammenhang zur Lagertemperatur. Wie in Abschnitt 6.2.1 bereits erläutert wurde, besteht eine wichtige Funktion des Schmierstoffs darin Wärme abzuführen. Je höher die Temperatur im System ist, desto höher ist auch die Belastung der mechanischen Komponenten sowie die Wahrscheinlichkeit, dass es zu potenziell schädlichen chemischen Reaktionen wie beispielsweise Ölalterungsprozessen kommt (siehe Abschnitt 2.6). Da die Beharrungstemperatur der Lager mit sinkender Ölzufuhr aufgrund der eingeschränkten Wärmeabfuhr immer weiter ansteigt, erhöht sich die Reaktionsfähigkeit aller am Schadensmechanismus beteiligten Stoffe innerhalb des Reaktionssystems und somit gleichsam auch die Wahrscheinlichkeit, dass es zum Auslösen des vermuteten Schadensmechanismus kommt. Parallel hierzu sinkt die Viskosität infolge der Temperaturabhängigkeit des Grundöls, so dass der Grad der Trennung im Tribokontakt abnimmt. Dies kann zu verstärkten Festkörperkontakten und erhöhten Blitztemperaturen führen, welche einen Reaktionsfortschritt in Richtung der vermuteten chemischen Komponente zusätzlich begünstigen könnten. So ist hinsichtlich einiger ZDDP-Zerfallsschritte bekannt, dass diese ohne Festkörperkontakte erst bei Temperaturen über 130 °C in nennenswertem Umfang ablaufen können [134]. Ob und inwieweit Festkörperkontakte als Bestandteil kritischer Reaktionsbedingungen zum Auslösen des Schadensmechanismus notwendig sind, kann zu diesem Zeitpunkt nicht abschließend beurteilt werden. Dass hohe Temperaturen jedoch prinzipiell die Ausbildung von WEC-Schäden begünstigen, deckt sich auch mit den Erfahrungen aus anderen Prüfsystemen. So geben SURBORG [385], EVANS et al. [121], MARQUART et al. [267], DANIELSEN et al. [95] und HOLWEGER et al. [202] bei der Beschreibung ihrer Versuchsbedingungen am FE-8 eine Temperatur von 100 °C an den Gehäusescheiben an. Auch RUELLAN DU CREHU [339] und FUJITA et al. [136] berichten hinsichtlich der künstlichen Erzeugung von WEC-Schäden ohne vorherige Wasserstoffbeladung übereinstimmend von hohen Lagertemperaturen > 100 °C.

Wie eingangs bereits erwähnt wurde, ist bei chemischen Umsetzungen nullter Ordnung neben dem Vorhandensein der notwendigen Ausgangsstoffe, einer ausreichend hohen Temperatur und einem katalytisch aktiven Umfeld entscheidend, wie lange die Reaktionsmischung diesen Bedingungen ausgesetzt ist. In der chemischen Reaktionstechnik wird die Zeitspanne, die ein Volumenelement nach Eintritt in den Reaktor bis zum Austritt

benötigt, in diesem Zusammenhang als Verweilzeit τ bezeichnet. Sie ist in realen Reaktoren für jedes Volumenelement unterschiedlich, weshalb in den meisten Fällen entweder eine Verweilzeitverteilungsfunktion angenommen oder das Verhältnis aus Reaktionsvolumen V_R und zugeführtem Volumenstrom $\dot{V}_{zu}$ als sogenannte hydrodynamische oder mittlere Verweilzeit $\bar{\tau}$ angegeben wird.

$$\bar{\tau} = \frac{V_R}{\dot{V}_{zu}} \tag{7.1}$$

Betrachtet man nun ein einzelnes infinitesimales Volumenelement, das durch den Ölkreislauf in das Wälzlager eingetragen wird, so kann dieses den „Reaktor" auf unterschiedlichsten Wegen durchlaufen. Beispielsweise besteht die Möglichkeit, dass das Volumenelement aufgrund der zirkulierenden Strömung in der Einlaufzone eines EHD-Kontaktes verbleibt und mit einem umlaufenden Wälzkörper entlang der Außenringlaufbahn gefördert wird, ohne jemals in den Parallelspalt einzutreten. Nach einem vollständigen Umlauf gelangt das Volumenelement erneut in die Austauschzone im unteren Bereich des Lagers, wo es möglicherweise ausgespült und durch ein anderes ersetzt wird. Dasselbe Volumenelement könnte jedoch auch von einem der Wälzkörper aufgenommen und von diesem auf den Innenring übertragen werden, wo es solange an der Schmierung des Lagers mitwirkt bis es zurück auf einen Wälzkörper gelangt und das Lager verlässt. Genauso gut könnte es an einem beliebigen Ort innerhalb der laminaren Grenzschichten nahe der Oberfläche verharren und längerfristig im Lager verbleiben. Da es unzählige solcher potenziellen Wege gibt, die ein einzelnes Volumenelement auf dem Weg durch das Lager nehmen kann, ergibt sich für die Verweilzeit innerhalb des Lagers bzw. des Reaktors mit hoher Wahrscheinlichkeit eine breite Streuung in Form einer POISSON-Verteilung. Wie breit diese Verweilzeitverteilung ausfällt wird hierbei maßgeblich durch die Verteilung des Schmierstoffs innerhalb des Lagers bestimmt.

7.1.3 Die Verteilung des Schmierstoffs innerhalb des Lagers

Im eingesetzten Prüfsystem wird das Öl direkt in den Lagerträger gefördert und verteilt sich von dort aus gleichmäßig auf beide Prüflager (siehe Bild 7.5). Wie die durchgeführten Highspeedkamera-Untersuchungen belegen, stellt sich hierbei nahezu unabhängig vom zugeführten Volumenstrom ein gleichmäßiger Füllstand ein. Ähnlich einer reinen Ölsumpfschmierung tauchen die umlaufenden Wälzkörper hierbei am tiefsten

Punkt des Lagers ca. bis zur Hälfte in den Schmierstoffstrom ein. Demnach steht dem Lager auch bei reduzierter Schmierstoffzufuhr jederzeit ein ausreichender Ölvorrat zur Verfügung, aus dem die Oberflächen der Laufbahnen und Wälzkörper mit Schmierstoff versorgt werden können. Vernachlässigt man weiterhin mögliche Ölschleudereffekte, so kommt dem im weiteren Verlauf als Ölsumpf bezeichneten Bereich (siehe Bild 7.5) bei der Schmierstoffverteilung innerhalb des Lagers eine Schlüsselrolle zu, da es der einzige Ort innerhalb des Lagers ist, an dem ein Austausch von Volumenelementen mit dem Ölkreislauf möglich ist.

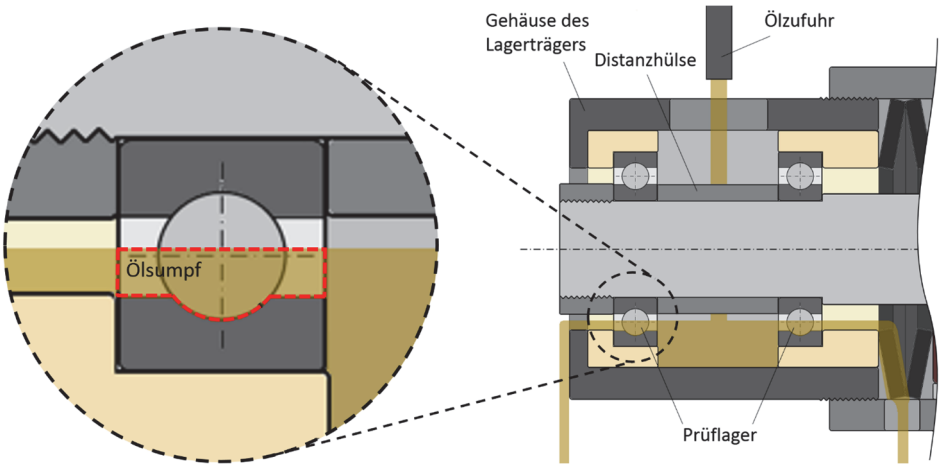


Bild 7.5: Schematische Darstellung des Ölflusses durch den Lagerträger mit vergrößerter Darstellung des Ölsumpf innerhalb des Lagers

Hinsichtlich der Verweilzeit des Schmierstoffs innerhalb des Lagers bzw. des Reaktors sind zwei verschiedene Faktoren entscheidend. Zum einen die Austauschrate des Ölsumpfs durch das Ölumlaufschmiersystem und zum anderen der nachfolgende Austausch von Volumenelementen zwischen dem Ölsumpf und allen weiteren Bereichen innerhalb des Lagers, die nicht direkt versorgt werden können. Beide werden durch die zugeführte Schmierstoffmenge unmittelbar beeinflusst. Da man in guter Näherung davon ausgehen kann, dass das Volumen des Ölsumpfs unabhängig vom zugeführten Volumenstrom ist, ist die Austauschrate des Sumpfes direkt proportional zur zugeführten Schmierstoffmenge. Eine Reduzierung der Ölzufuhr von 60 ml/min (Versuch C1, C9, C11) bis in den „WEC-kritischen“ Bereich auf 15 ml/min (Versuch D3, E3, E4), führt daher zu einer deutlichen Erhöhung der Verweilzeit aller Schmierstoffelemente im Lager. Statistisch betrachtet erhöht sich die Zeitspanne zum vollständigen Austausch des Ölsumpfes hierbei bereits um den Faktor vier.

Zusätzlich verstärkt wird dieser Effekt durch den zweiten entscheidenden Faktor, nämlich den Austausch der Schmierstoffvolumenelemente innerhalb des Lagers. Wenn frischer Schmierstoff in den Ölsumpf eintritt, trennt sich der Stoffstrom in zwei unterschiedliche Anteile auf. Der überwiegende Teil des Schmierstoffs durchläuft das Lager auf dem kürzesten Weg, ohne in eine der umlaufenden Kontaktzonen einzutreten ($\dot{V}_{direkt}$), während nur ein kleiner Anteil von einem der Wälzkörper oder dem Käfig erfasst wird und an der Schmierung des restlichen Außenrings sowie der Innenringkontakte teilnimmt ($\dot{V}_{Kontakt}$) (siehe Bild 7.6). Folglich verbleibt nur dieser Anteil längerfristig im Reaktor und steht daher im Verdacht, an potenziell schädlichen chemischen Reaktionskaskaden teilzunehmen. Je geringer nun die Austauschrate zwischen dem Ölsumpf und dem restlichen Lager ist, desto länger ist auch die mittlere Verweilzeit dieser Volumenelemente im kritischen Reaktionsumfeld.

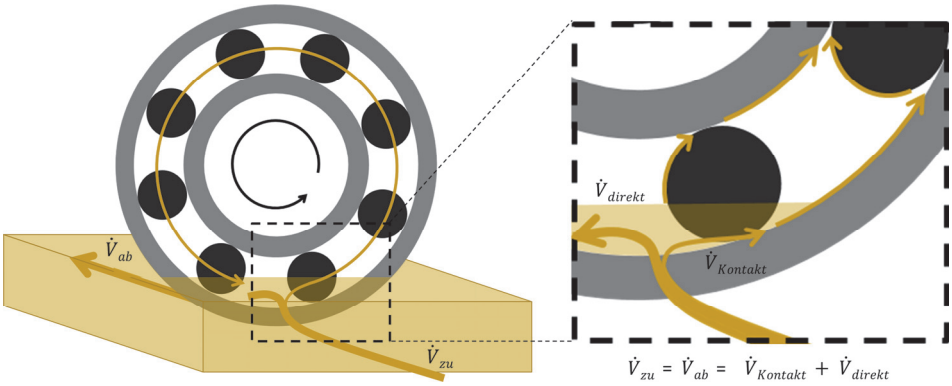


Bild 7.6: Aufteilung des zugeführten Schmierstoffstroms nach Eintritt in das Lager

In diesem Zusammenhang konnten ZUERCHER et al. mit Hilfe von Highspeed-Kameraaufnahmen zeigen, wie die zugeführte Schmierstoffmenge die Verteilung des Öls über den Umfang des Lagers beeinflusst [447]. Die Auswertung der Aufnahmen ergab, dass sich neben dem Ölsumpf ein weiteres Ölreservoir in Form eines umlaufenden Schmierstoffrings am Außenring ausbilden kann, solange die zugeführte Ölmenge nicht unter einen gewissen Grenzwert fällt. Bild 7.7 zeigt exemplarisch Aufnahmen am vorgestellten Prüfsystem bei einer Drehzahl von 4.500 min^{-1} und einem Ölvolmenstrom von 45 ml/min, 14 ml/min und 7 ml/min. Während sich der Schmierstoffring (gelb markiert) bei 45 ml/min (Bild 7.7a) deutlich sichtbar über den gesamten Umfang erstreckt, nimmt seine Stärke mit sinkendem Volumenstrom immer weiter ab, bis er bei ca. 14 ml/min (Bild 7.7b) im hinteren Bereich abreißt und nur noch rund zwei Drittel des Umfangs

abdeckt. Bei 7 ml/min ist das zusätzliche Ölreservoir fast vollständig verschwunden und reicht kaum noch über den Ölsumpf hinaus (Bild 7.7c). Gut zu erkennen ist jedoch, dass auch im Fall geringer Ölvolumenströme ein vergleichbarer Ölsumpf vorliegt, aus dem das Lager jederzeit ausreichend mit Schmierstoff versorgt werden kann.

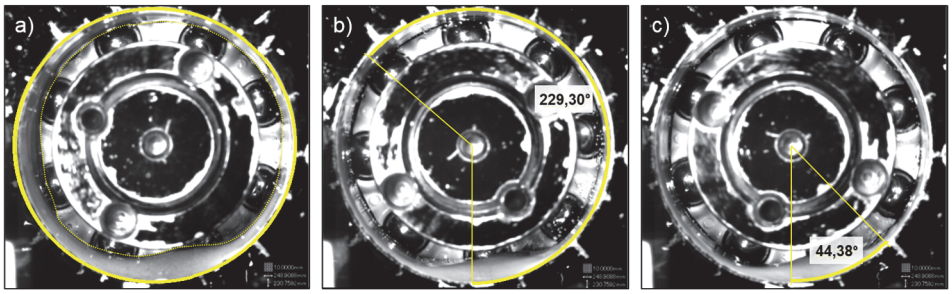


Bild 7.7: Highspeed-Aufnahmen der Ölverteilung im Lager bei 4.500 min^{-1} und 45 ml/min (a), 14 ml/min (b) und 7 ml/min (c), [447] (gelbe Markierung zeigt die Ausdehnung des umlaufenden Ölrings)

Wie sich das zusätzliche Reservoir auf mögliche Reaktionswege potenziell „WEC-kritischer" Ausgangsstoffe innerhalb des Lagers auswirkt, wird anhand der Verweilzeit der betroffenen Volumenelemente deutlich. Unterschreitet die zugeführte Ölmenge den Grenzwert von 15 ml/min, bildet sich der beschriebene Schmierstoffring nicht mehr vollständig aus, so dass dieser auch keine weitere Unterstützung bei der Versorgung der nachfolgenden Lagerabschnitte bieten kann und weite Teile des Umfangs hinsichtlich der Ölversorgung bzw. des Austauschs von Volumenelementen vollständig auf den Mitnahmeeffekt der Wälzkörper aus dem Schmierstoffsumpf angewiesen sind. Da diese noch immer ausreichend Schmierstoff mit sich führen, ist die grundlegende Versorgung aller Kontaktstellen hinsichtlich des Aufbaus eines ausreichend tragfähigen Schmierfilms weiterhin gewährleistet, jedoch bilden sich unterhalb des Grenzwertes von 15 ml/min innerhalb des Lagers Zonen aus, die im direkten Vergleich deutlich schlechter mit frischen Schmierstoff versorgt werden können. Dies führt dazu, dass sich die mittlere Verweilzeit von Volumenelementen an allen Funktionsflächen außerhalb des Ölsumpfes infolge des verringerten Austauschs drastisch erhöht. Besonders betroffen hiervon sind der Innenring, der nur über die Wälzkörper mit Schmierstoff versorgt werden kann, sowie die Abschnitte des Außenrings die sich in Drehrichtung vor dem Ölsumpf befinden. Bild 7.8 zeigt schematisch die Schmierstoffverteilung innerhalb des Lagers bei hoher Schmierstoffzufuhr (> 30 ml/min) und niedriger Schmierstoffzufuhr (< 15 ml/min). Bereiche in denen prinzipiell hohe Verweilzeiten des

Schmierstoffs zu erwarten sind, wurden in diesem Zusammenhang rot eingefärbt.

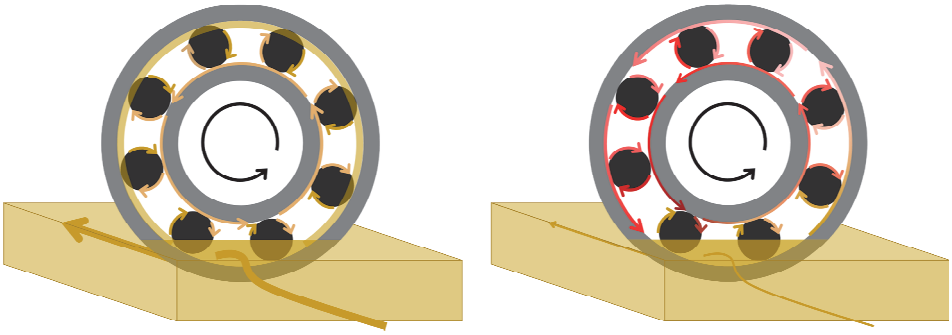


Bild 7.8: Verteilung des Schmierstoffs innerhalb des Lagers bei hoher Schmierstoffzufuhr (links) und niedriger Schmierstoffzufuhr (rechts)

Die Tatsache, dass sowohl die Grenzschwelle für das Auslösen von WEC-Schäden sowie die Ausbildung des umlaufenden Schmierstoffreservoirs im vorliegenden Prüfsystem bei 15 ml/min liegen, spricht dafür, dass die Bildung der chemischen Komponente des WEC-Auslösers eine hohe Verweilzeit einzelner Schmierstoffelemente im Lager voraussetzt. Die Reduzierung der Schmierstoffzufuhr ist hierbei jedoch nicht als direkter Auslöser zu sehen, sondern ermöglicht durch das Zusammenspiel von erhöhten Kontakttemperaturen und langen Verweilzeiten eine verstärkte Ausschüttung der chemischen Komponente des Schadensmechanismus. In Hinblick auf die Reaktionskaskaden, die im Zusammenhang mit Ölalterungsprozessen oder der Zersetzung von Additiven auftreten, bedeutet dies, dass aufgrund der prinzipiell gleichen Chemie ein anderes Produktspektrum zu erwarten ist. Dabei kommt es global betrachtet nicht zu einer verstärkten Ölalterung oder ungewöhnlichen Zersetzungsreaktionen von Additivmolekülen, sondern vielmehr zu einer veränderten Auswirkung dieser „alltäglichen" Prozesse. Anstatt sehr vieler leicht gealterter Schmierstoffmoleküle bzw. leicht zersetzter Zusatzstoffe führt die hohe Verweilzeit zu sehr wenigen, viel stärker gealterten bzw. stärker zersetzten und chemisch stärker veränderten Molekülen. Da sich die infolge der erhöhten Temperatur gestiegene tribochemische Belastung in der gleichen Zeitspanne auf sehr viel weniger Schmierstoffmoleküle verteilt, ergibt sich innerhalb des Lagers somit insgesamt eine veränderte Tribochemie, die in unbekannter Form als chemische Komponente des beschriebenen Schadensmechanismus wirken kann.

Auch RUELLAN DE CREHU kommt nach der Beobachtung, dass unterschiedliche Käfigdesigns die WEC-Neigung der verwendeten Schrägkugellager beeinflussen, zu dem Schluss, dass die Schmierstoffverteilung innerhalb des Lagers in Hinblick auf den Schadensmechanismus eine wichtige Rolle spielt. Wie die Mehrheit der Autoren geht er von einem wasserstoffgetriebenen Mechanismus aus und führt die Ergebnisse auf eine abweichende Schutzwirkung jeweils unterschiedlich ausgebildeter Grenzschichten zurück. Andere mögliche Verursacher oder Wirkmechanismen schließt er hingegen als potentielle Ursache aus. [339]

Sollte es sich beim gesuchten Träger, wie vielfach vermutet, tatsächlich um einen direkt wirkenden Auslöser chemischer Natur handeln, so muss dieser entweder über eine extrem kurze Halbwertszeit innerhalb des Systems verfügen oder ist mit den gängigen chemische Analyseverfahren einschließlich der in dieser Arbeit eingeführten online FTIR-Spektroskopie nicht eindeutig nachweisbar. Da in Verbindung mit WEC-Schäden bisher jedoch kaum schmierstoffchemische Auffälligkeiten berichtet wurden und elementarer Wasserstoff außerhalb des metallischen Gefüges zügig zu H_2 rekombiniert und sich im Anschluss verflüchtigt, erscheint dieser nach aktuellem Wissensstand als möglicher Träger eines solchen Mechanismus durchaus plausibel. Eine wahrscheinlichere Erklärung für das beobachtete Verhalten besteht jedoch darin, dass es sich beim Auslöser wie im Falle der Elektromagnetik-Theorie [202, 347] um ein lokal begrenztes, indirekt wirkendes (chemisches) Phänomen handelt, das sich auf das betroffene Lager beschränkt und sich nicht in Form langlebiger Spezies oder Stoffgruppen im Ölkreislauf oder der sonstigen Umgebung verteilt.

7.2 Die elektrische Komponente

Der Einfluss elektrischer Zusatzbelastungen auf die Ausbildung von WEC-Schäden wurde in der Literatur bereits mehrfach beschrieben [199, 211, 224, 249, 250, 372]. Auch zeigten ISO et al., dass die WEC-Ausbildung durch das Unterbinden statischer Elektrizität mit Hilfe teilkeramischer Hybridlager oder leitfähiger Schmierstoffe verhindert werden kann [211]. Welche genaue Funktion elektrische Potentiale jedoch innerhalb des WEC-Schadensmechanismus erfüllen ist bislang weitgehend unklar, die meisten Autoren gehen in diesem Zusammenhang jedoch von einer unterstützenden Funktion bei der Ausschüttung und Aufnahme von Wasserstoff in die Stahlmatrix aus [116, 250, 339]. So könnten elektrische Entladungen im Kontaktbereich einerseits die Zersetzung von Wasser oder Schmierstoffmolekülen forcieren und andererseits durch die Schaffung blanker Oberflächen an den

Ein- und Austrittsstellen die nachfolgende Wasserstoffaufnahme oder metallisch katalysierte Reaktionen beschleunigen [211, 280, 406]. Aufgrund der Hygroskopie vieler Additive, möglicher externer Kontamination oder Kondensationseffekten ist ein bestimmter Wasseranteil im Schmierstoff in der Praxis unvermeidbar und muss daher als mögliche Wasserstoffquelle in Betracht gezogen werden. Darüber hinaus kann Wasser auch als Folge von Alterungsprozessen, beispielsweise während der Kettenverzweigungsreaktion der Autoxidation oder der Aldolkondensation, intrinsisch aus dem Schmierstoff gebildet werden (siehe Abschnitt 2.6.1). Die eigentliche Freisetzung des Wasserstoffs könnte demnach aus Elektrolysereaktionen oder als elektrochemischer Adsorptionsprozess nach [39, 294] erfolgen:

Im sauren Milieu: $$H_3O^+ + Me + e^- \rightarrow MeH_{ad} + H_2O \quad (7.2)$$

Im basischen Milieu: $$H_2O + Me + e^- \rightarrow MeH_{ad} + OH^- \quad (7.3)$$

Auch LOOS et al. [250] gehen davon aus, dass unter Elektro-Statik-Bedingungen elektrochemische Vorgänge ähnlich der kathodischen Spannungsrisskorrosion an der Bildung an der Oberfläche adsorbiertem, atomaren Wasserstoffs beteiligt sind. Dieser könnte in der Folge entweder an der Oberfläche zu H_2 rekombinieren oder zum Teil in den Stahl eindiffundieren [214] und dort lokal zu Festigkeitsproblemen und der Ausbildung weiß anätzender Gefügebereiche führen. Ähnliche, elektrochemisch getriebene Mechanismen zur Freisetzung von Wasserstoff aus dem Basisöl finden sich in [295] und [252]. Zusätzlich gestützt wird die Hypothese von der elektrochemischen Wasserstoffabscheidung aus H^+-Ionen durch die Beobachtung, dass WEC-Schäden bei gezieltem Anlegen von Gleichstrom jeweils ausschließlich an den kathodisch geschalteten Wälzelementen nachgewiesen wurden [224, 250]. Im Rahmen dieser Arbeit konnte dieses Verhalten jedoch nicht bestätigt werden (siehe Versuche D4, E1, E2, E7, E8, E10).

Bei näherer Betrachtung der Zusammenhänge im neu vorgestellten Prüfsystem sprechen darüber hinaus auch weitere Beobachtungen gegen die weit verbreitete Annahme, dass elektrische Zusatzbelastungen zu einer erhöhten Ausschüttung und Aufnahme atomaren Wasserstoffs führen und dieser primär für die Ausbildung von WEC-Schäden verantwortlich ist. Wie in Abschnitt 6.1 bereits eingehend erläutert wurde, senkt die Applikation geringer Gleichströme die Ermüdungslebensdauer drastisch und führt zu Schadensbildern, welche denen bei oberflächenferner Ermüdung ähneln. Aufgrund der geringen scheinbaren Stromdichte und der Abwesenheit von Schmelzmarken an den Laufbahnoberflächen können klassische

Stromdurchgangsschäden hierbei als mögliche Ursache ausgeschlossen werden. Wenn tatsächlich eine erhöhte elektrochemisch getriebene Wasserstoffaufnahme des Stahls infolge des angelegten Gleichstrompotentials für die beobachteten Schäden verantwortlich wäre, ist nicht ersichtlich, warum es lediglich zu verstärkter Rissbildung und nachfolgender Schälung, nicht jedoch zur Ausbildung der typischen weiß anätzenden Gefügeveränderungen kommt, obwohl die WEC-Ausbildung in Gegenwart künstlich applizierten Wasserstoffs bekanntermaßen unspezifisch hinsichtlich der vorliegenden Kontaktbedingungen ist und nach EVANS bereits Wasserstoffgehalte kleiner 1 ppm ausreichen sollen um entsprechende Schäden zu initiieren [117]. Derartige Ausfälle wurden jedoch nur unter den in Abschnitt 6.2 beschriebenen, kritischen Betriebsbedingungen erzielt, während die elektrisch getriggerten Ermüdungserscheinungen grundsätzlich unabhängig von der Schmierstoffformulierung (siehe Versuche B3, B8, B9 sowie C1, C3, C4) und der zugeführten Schmierstoffmenge (siehe Versuche D1, C1, D2) auftreten. Im Hinblick auf die längeren Laufzeiten, die bei reinem Basisöl (Versuche C3, B8) gegenüber den Schmierstoffen SG1 und Öl2 erzielt wurden, ist jedoch davon auszugehen, dass die Gegenwart schichtbildender Additive den zugrundeliegenden Prozess beschleunigt und die aus der Grenzspannung resultierende elektrische Feldstärke daher möglicherweise das entscheidende Kriterium hinsichtlich der Gefährdung durch das ungewöhnliche, von geringen Gleichströmen induzierte Ermüdungsphänomen darstellt. Diese Sichtweise wird auch durch die Beobachtung gestützt, dass WEC-Schäden nur an elektrischen Arbeitspunkten jenseits der Grenzspannung aufgetreten sind und sich die Versuchslaufzeit bis zur Schadensabbildung mit steigender Entladungsdichte zunehmend verkürzt (siehe Abschnitt 6.2.2, Bild 6.7). Demgegenüber wäre eine primär elektrochemische Freisetzung atomaren Wasserstoffs wie sie in der Literatur beschrieben wird nur vom Anliegen eines Potentials und nicht direkt von Entladungsphänomenen abhängig.

Des Weiteren sprechen die Art der beobachteten Schäden und die Kontaktbedingungen unter denen sie auftreten gegen elementaren Wasserstoff als primären Verursacher. Da die diskutierten Schäden im EHD-Bereich ($\kappa > 4$, $\Lambda_{IR/AR} > 3$) unter idealen Schmierungsbedingungen auftreten, ist eine Beteiligung verschleißgetriebener Wasserstoffaufnahmemechanismen wie sie beispielsweise von KOHARA et al. [229] oder GEGNER et al. [144, 146] als Folge verschleißkatalysierter Oberflächenreaktionen oder Mikrorissbildung vorgeschlagen werden im vorliegenden Fall unwahrscheinlich. Eine rein elektrochemisch getriebene Ausschüttung atomaren Wasserstoffs an katalytisch wirksamen Metalloberflächen müsste jedoch, in Folge der zum

Transport notwendigen ungerichteten Diffusionsvorgänge, primär zu einer Versprödung der randnahen Bereiche und somit zu Schadensbildern ähnlich oberflächennaher Ermüdung führen. Stattdessen wurden in den betroffenen Lagern verstärkt Risse und Butterflies in tieferen Schichten des Gefüges beobachtet, so dass vieles darauf hindeutet, dass es sich um ein unabhängiges Ermüdungsphänomen handelt, das nicht auf der Ausschüttung von atomarem Wasserstoff fußt und anders als White Structure Flaking auch nicht auf ein instabiles Gleichgewicht verschiedenster tribologischer Faktoren angewiesen ist. Da WEC-Schäden im vorliegenden Prüfsystem jedoch nur in Gegenwart geringer Gleichströme abgebildet werden können, stellt sich im Umkehrschluss die Frage, ob es sich bei White Structure Flaking nicht prinzipiell um ein elektrisch getriggertes Phänomen handelt, das eine Sonderform des beobachteten Gleichstrom-Ermüdungsmechanismus darstellt und nur in Gegenwart einer speziellen Chemie und möglicher weiterer Faktoren auftritt, die im betrachteten System durch die kritische Schmierstoffzufuhr und Schmierstoffformulierung repräsentiert werden.

7.2.1 Quellen elektrischer Potentiale

Obwohl der auslösende Mechanismus unter Elektro-Statik-Bedingungen nicht unbedingt derselbe sein muss wie in scheinbar „stromfreien" Systemen, ist es durchaus wahrscheinlich, dass alle WEC-Ausfälle grundsätzlich infolge der gleichen kritischen Faktoren auftreten. Wenn WEC-Schäden wie vermutet wirklich den elektrisch getriebenen Schadensbildern zuzurechnen sind und das künstliche Anlegen von Gleichstrom somit eine integrale Funktion des Schadensmechanismus erfüllt und nicht nur wie weithin angenommen als unterstützender tribochemischer Treiber wirkt, müssten auch in anderen „WEC-fähigen" Systemen wie dem FE-8 Prüfstand [40, 121, 202, 247, 385] oder den vielfach betroffenen Lagern in Windkraftgetrieben verdeckte elektrische Potentiale auftreten. Hinsichtlich der Quelle dieser Potentiale sind insgesamt drei verschiedene Szenarien vorstellbar:

1. Das elektrische Potential speist sich beispielsweise als Streu- oder Erdungsstrom aus einer elektrischen Maschine oder Bauteilen in der direkten Umgebung. Mögliche Beispiele sind Wälzlager in Elektromotoren oder Generatoren oder in den angrenzenden Aggregaten wie Windkraftgetrieben, die über die sogenannte schnelle Welle direkt mit dem Generator verbunden sind.

2. Das elektrische Potential speist sich nach dem Prinzip des Bandgenerators aus elektrostatischen Aufladungen im direkten Umfeld des Wälzlagers. Mögliche Beispiele sind Lager in Bandspannrollen und Riementrieben oder Walzen aus Papier- und Folienmaschinen. Elektrostatisch gebildete Potentiale können jedoch auch infolge strömender Fluide auftreten. Hierunter fallen Aufladungsphänomene an öldurchströmten Filtern und Rohrleitungen oder den Flügeln von Windkraftanlagen. Beide könnten im Falle von Windkraftanlagen über den Ölkreislauf oder die Hauptwelle an die Getriebelager übertragen werden.

3. Das elektrische Potential ist Folge eines intrinsischen Potentialaufbaus innerhalb des Wälzlagers. Besonders im Verdacht stehen hierbei schlupf- und mischreibungsbehaftete Betriebszustände sowie transiente Betriebsbedingungen, die hinsichtlich ihrer WEC-fördernden Wirkung normalerweise mit der Ausschüttung von Wasserstoff in Verbindung gebracht werden [116, 339, 385], jedoch auch zu Triboaufladungsphänomenen führen können.

Da die hypothetisch vorausgesetzte elektrische Zusatzbelastung nicht in allen Fällen auf die direkte Umgebung des Wälzlagers zurückgeführt werden kann, ist die Möglichkeit eines intrinsischen Potentialaufbaus infolge triboelektrischer Aufladungsprozesse hinsichtlich des Verständnisses der „WEC-kritischen" Betriebsbedingungen der interessanteste Fall und wird im Folgenden als einziger weiter ausgeführt.

7.2.2 Triboelektrische Aufladung in Wälzlagern

Grundlegend können elektrostatische Aufladungen immer dann auftreten wenn eine isolierende Oberfläche mit einer andere Oberfläche in Kontakt tritt und beide anschließend wieder voneinander getrennt werden. Während der Berührung kann es je nach Materialkombination und Oberflächenbeschaffenheit zu einer Umverteilung von Ladung kommen. Erfolgt der mechanische Trennvorgang so schnell, dass die Beweglichkeit der Ladungsträger nicht ausreicht, um einen Ladungsausgleich herbeizuführen, so verbleibt ein Teil der umverteilten Ladung auf den jeweiligen Oberflächen. [154] Dieser Prozess kann in der Praxis zum Aufbau erheblicher elektrischer Potentiale führen und zusammen mit anderen Aufladungsmechanismen in abgewandelter Form auch in geschmierten Wälzkontakten auftreten.

Basierend auf den Erfahrungen mit verschiedenen Verschleißprüfständen [393, 394] und einem modifizierten FZG-Zahnrad-Verspannungs-Prüfstand[37] [321] unterscheiden HARVEY et al. mit Triboaufladung, Oberflächenladungen, geladenen Verschleißpartikeln und Triboemissionen vier potenzielle Quellen bzw. Mechanismen, die in hochbeanspruchten Kontakten zur Aufladung der Oberflächen führen können. Handelt es sich um geschmierte Kontakte, so setzen alle Mechanismen Misch- oder Grenzreibungsbedingungen zur Ausbildung elektrischer Potentiale voraus. Nur wenn der Ölfilm unvollständig ausgebildet ist und teilweise von Festkörperkontakten durchbrochen wird, ist die Scherbeanspruchung innerhalb des Schmierfilms hoch genug, damit es zu Triboaufladungen kommen kann. Darüber hinaus bilden Verschleißprozesse die Grundlage für Oberflächenladungen und Triboemissionen, welche ebenfalls zum Potentialaufbau beitragen können. [186] Bild 7.9 verdeutlicht anhand der STRIBECKkurve bei welchen Reibungszuständen die angesprochenen Phänomene auftreten können.

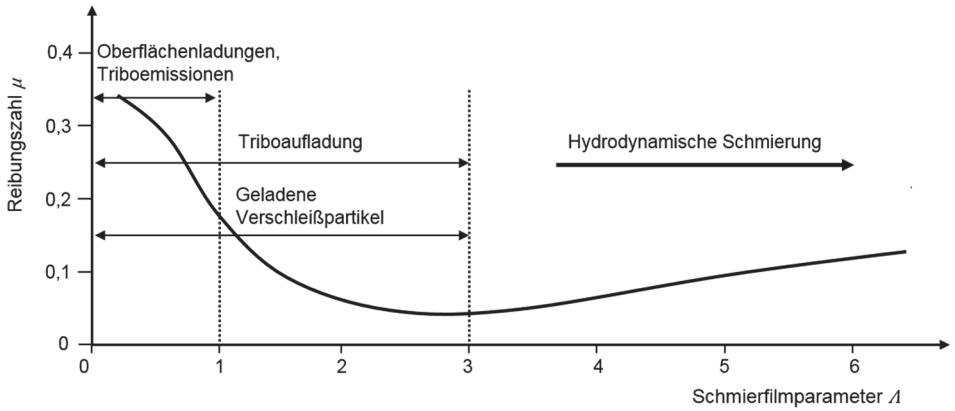


Bild 7.9: STRIBECKkurve und Bereich triboelektrischer Aufladungsphänomene, nach [186]

Im moderaten und milden Mischreibungsbereich von $\Lambda = 1$ bis $\Lambda = 3$ ist Triboaufladung der einzige Mechanismus, der zum Aufbau nennenswerter Potentiale führen kann. Der Aufladungsprozess setzt voraus, dass der eingesetzte Schmierstoff hochisolierend ist und sich an der Fest-Flüssig-Grenze aufgrund der Oberflächenladung des Metalls eine elektrische

[37] Der FZG-Prüfstand wurde von der Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau der Technischen Universität München entwickelt. Er ermöglicht eine Reihe von Prüfungen zur Druckbelastbarkeit von Schmierstoffen. Unter anderem lässt sich beurteilen, wie gut ein Getriebeschmierstoff dazu geeignet ist, ein Fressen der Zahnradoberflächen im Schmierspalt zu verhindern (siehe DIN ISO 14635 [4]).

Doppelschicht ausbildet [308]. Wird diese aufgrund der Strömungsbedingungen im Tribokontakt mit ausreichender Geschwindigkeit entlang der Oberfläche geschert, kommt es zur Ladungstrennung und infolge dessen zum Aufbau eines elektrischen Potentials (siehe Bild 7.10). Im Falle eines Wälzkontaktes bedeutet dies, dass sich die Wahrscheinlichkeit solcher Aufladungsprozesse stark erhöht, wenn neben dem Abrollen eine erhöhte Gleitkomponente vorliegt, welche die Scherung der Grenzschicht begünstigt. Schlupfbehaftete Mischreibungszustände stellen daher in Wälzlagern die größte potenzielle Gefahr für intrinsische Aufladungsprozesse dar.

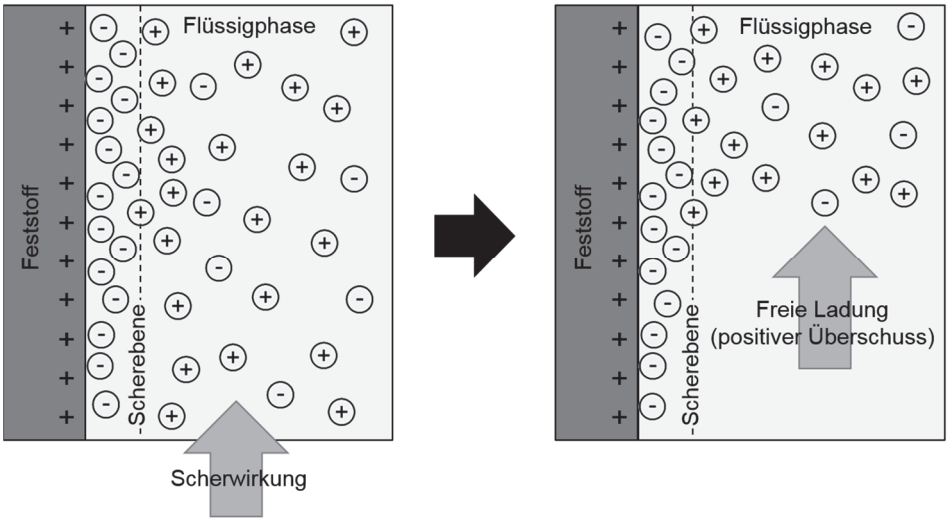


Bild 7.10: Schematische Darstellung der elektrischen Doppelschicht an einer Fest-Flüssig-Phasengrenze (links), Triboaufladung bei Scherung der Doppelschicht (rechts), nach [186]

Generell wird angenommen, dass Faktoren wie Oberflächenrauheit, Öltemperatur, Additivierung und Alterungszustand des Öls oder die Gegenwart von Verunreinigungen einen Einfluss auf die Aufladungstendenz eines solchen Systems besitzen. Da sich ein stetiges Gleichgewicht zwischen Ladungsaufbau und -relaxation sowie dem Abtransport von Ladung Richtung Erde einstellt, hängen Höhe und Beständigkeit des Potentials in erster Linie von der Zusammensetzung des Schmierstoffs und der Beweglichkeit der Ladungsträger ab. [185, 186] Da eine Temperaturerhöhung sowohl die Ausbildung einer Doppelschicht begünstigt als auch die Relaxationsrate und die Wanderungsgeschwindigkeit Richtung Erde erhöht, kann hinsichtlich des Temperatureinflusses keine pauschale Tendenz angegeben werden. HARVEY et al. konnten bei Triboaufladungsversuchen mit unlegiertem Mineralöl jedoch ein Aufladungsmaximum bei ca. 80 °C nachweisen [186]. Handelt es sich bei der beteiligten Flüssigkeit um ein Mehrphasengemisch,

wie dies bei Anwesenheit suspendierter Feststoffteilchen der Fall ist, so muss darüber hinaus mit einer um Größenordnungen höheren Aufladetendenz gerechnet werden [154]. Dieser Umstand erklärt vermutlich, warum gerade überbasische Detergentadditive, die aus dispergierten Feststoffpartikeln bestehen (siehe Abschnitt 2.6.3), häufig als „WEC-kritisch" beschrieben werden. Ihre WEC-fördernde Wirkung ist daher wohl – anders als gemeinhin vermutet wird – weniger auf ihre chemische Wirksamkeit denn auf ihre physikalische Funktion bei der Unterstützung von Triboaufladungsprozessen zurückzuführen.

Treten im Kontakt schwere Mischreibungs- oder gar Grenzreibungsbedingungen auf ($\Lambda < 1$), können weitere Effekte zur triboelektrischen Ausbildung von Potentialen beitragen. Während die unter Triboemission zusammengefasste Freisetzung von Elektronen, Ionen und Photonen hauptsächlich mit Gleitvorgängen im Grenzreibungsbereich und der Schaffung frischer metallischer Oberflächen in Verbindung gebracht wird [422, 445], können lokale Oberflächenladungen bereits unter etwas milderen Betriebsbedingungen auftreten. Hierbei kommt es durch den Kontakt von Rauheitshügeln zu geringfügigen Oberflächenveränderungen wie dem teilweisen Abtrag von Oxidschichten oder lokal begrenzten Phasenveränderungen infolge plastischer Verformung [219]. Die entstandenen Materialunterschiede führen zu verschiedenen FERMI-Niveaus, die wiederum anhand der veränderten Elektronenaustrittsarbeit nachgewiesen werden können [100, 445]. Die hieraus resultierenden lokalen Oberflächenladungen stehen ebenfalls im Verdacht zur triboelektrischen Aufladung von Wälzlagern beizutragen und könnten im Falle eines auf Elektromagnetik basierenden WEC-Schadensmechanismus – wie ŠČEPANSKIS et al. ihn in [347, 348] vorschlagen – eine wichtige Rolle bei der Induktion von Strömen ins Gefüge unterhalb der Laufbahn spielen.

Der intrinsische Aufbau elektrischer Potentiale konnte auch am eigenen Prüfsystem beobachtet werden. So konnte während Versuchen, bei denen kein äußeres Potential angelegt wurde (Versuchsreihe A), an den äußeren Lagerringen ein interner Potentialaufbau von bis zu 0,7 V nachgewiesen werden. Da externe Spannungsquellen aufgrund des elektrisch isolierten Versuchsaufbaus ausgeschlossen werden können muss es sich hierbei um einen triboelektrischen Potentialaufbau handeln, der infolge der axialen Belastung durch den Bohrschlupf und das mit dispergierten Detergentpartikeln additivierte Schaltgetriebeöl zusätzlich befördert wird. Gerade bei größeren, schlupfbehafteten Lagern, in denen höhere Relativgeschwindigkeiten und Scherraten auftreten können, ist es daher denkbar, dass lokal höhere Potentiale entstehen und das Niveau der Grenzspannung ohne

externe elektrische Zusatzbelastung überschritten wird. In der Praxis sind die durch elektrostatische Aufladung auftretenden elektrischen Stromstärken zumeist sehr gering und betragen üblicherweise 10^{-6} A oder weniger [154]. Dies entspricht in etwa der Stromstärke, die bei künstlicher elektrischer Zusatzbelastung (Versuchsreihen B, C, D und E) während der elektrischen Entladungen auftritt und hierbei im Zusammenspiel mit anderen Faktoren (siehe Abschnitt 7.1) zu WEC-Schäden führen kann.

7.2.3 Diskussion „stromfreier" WEC-Ausfälle

Da etwaige elektrische Zusatzbelastungen bei WEC-Feldausfällen in der Regel im Nachhinein nicht mehr nachvollzogen werden können, konzentriert sich die nachfolgende Analyse auf Fälle, die unter kontrollierten Versuchsbedingungen aufgetreten sind und bei denen elektrische Potentiale infolge äußerer Faktoren (siehe Abschnitt 7.2.1, Szenarien 1 und 2) ausgeschlossen werden können. Setzt man darüber hinaus realitätsnahe Betriebsbedingungen ohne eine künstliche Beladung der Prüfkörper mit Wasserstoff voraus, so verbleiben eine Handvoll dokumentierter „WEC-fähiger" Prüfsysteme bei denen es demnach als Folge der Betriebsbedingungen zu einem intrinsischen Potentialaufbau kommen muss [30, 40, 95, 119, 130, 136, 158, 159, 202, 247, 267, 339, 375, 385]. Bei genauer Betrachtung weisen alle publizierten Fälle einige auffällige Gemeinsamkeiten auf. Neben der Notwendigkeit einer „WEC-kritischen" Schmierstoffformulierung zeichnen sich alle diese Systeme durch die Gegenwart von Mischreibung und vergleichsweise hoher Schlupfanteile aus. Hinsichtlich des Schmierungszustandes reichen die Angaben von Grenzreibung (Λ = 0,01 [119]) bis in den Bereich moderater Mischreibung (κ = 0,44 [385] bzw. κ = 0,69 [247]). Auch LOOS gibt an, dass größere Schmierfilmdicken generell unkritischer sind und kommt darüber hinaus zu dem Ergebnis, dass eine Glättung der Lagerkomponenten zu deutlichen Laufzeitsteigerungen führt [238, 247]. Lediglich RUELLAN DU CREHU gibt mit Λ = 4,2 einen Schmierfilmparameter an, der eine vollständige Trennung der Oberflächen nahelegt, geht jedoch aufgrund milder Verschleißspuren sowie Mikrorissbildung an den Wälzkörpern der verwendeten Schrägkugellager davon aus, dass es an den Rändern der Kontaktzone infolge von Starvationeffekten während des Betriebs partiell zu Misch bzw. sogar zu Grenzreibung kommt [340]. Darüber hinaus treten WEC-Schäden in der verwendeten SNR Machine S nur antriebsseitig auf, so dass vermutet werden kann, dass an den betroffenen Lagern infolge des Riementriebs auch extrinsisch gebildete elektrische Potentiale anliegen.

Neben der Tatsache, dass alle genannten Beispiele unter Misch- oder Grenzreibungsbedingungen aufgetreten sind, zeigt die weitere Auswertung, dass Schlupf wie beim intrinsischen Aufbau elektrischer Potentiale offensichtlich auch im beobachteten „stromfreien" WEC-Schadensmechanismus eine wichtige Rolle spielt. Schlupf kann in Wälzlagern aufgrund verschiedenster Ursachen auftreten. Beispielsweise verursacht eine Krümmung der Wälzflächen quer zur Rollrichtung wie sie in Kugel-, Pendelrollen- oder Toroidalrollenlagern auftritt sogenannten HEATHCOTE-Schlupf (siehe Abschnitt 2.2.2). An den am FE-8 eingesetzten Axialzylinderrollenlagern und Schrägkugellagern tritt er hingegen hauptsächlich als kinematisch bedingter Zwangsschlupf auf. Auch an Radiallagern kann es bei Ein- und Austritt der Wälzkörper aus der Hauptbelastungszone oder bei Beschleunigungs- oder Abbremsvorgängen aufgrund der Massenträgheit zu unerwünschten Gleitanteilen kommen.

Im Jahr 2005 wiesen FUJITA et al. als erste eindringlich auf den Zusammenhang zwischen Schlupf und dem verstärkten Auftreten von White Structure Flaking hin und führten gleichzeitig das Produkt aus lokaler Pressung und Gleitgeschwindigkeit $p\Delta u$ als kritisches Kriterium ein [136]. In den Folgejahren wurden die Beobachtungen von mehreren Autoren bestätigt. So konnte SURBORG mit seinen Untersuchungen an einem FE-8 Prüfstand zeigen, dass sich das Schadensbild von den üblicherweise eingesetzten Axialzylinderrollenlagern, welche einen hohen kinematisch bedingten Schlupfanteil enthalten, auf ebenfalls schlupfbehaftete Schrägkugellager jedoch nicht auf nahezu schlupffrei laufende Kegelrollenlager übertragen lässt [385]. Bei beiden Lagertypen zeigten sich die WEC-Schäden jeweils umlaufend im schlupfbehafteten Bereich. Auch RUELLAN DU CREHU kommt nach Versuchen an Schrägkugellagern zu dem Ergebnis, dass WEC-Schäden ohne eine vorherige Beladung mit Wasserstoff nur im Schlupfbereich der Lager auftreten und deren Lage mit dem $p\Delta u$-Maximum korreliert (siehe Bild 7.4). Nach umfangreicher Analyse „WEC-kritischer" Einflussfaktoren geht auch er davon aus, dass hohe Gleitanteile und einsetzender Verschleiß zur WEC-Ausbildung notwendig sind, führt dies jedoch auf eine vermehrte Freisetzung von Wasserstoff zurück. [339]

Einen ähnlichen Eindruck vermitteln die Versuchsergebnisse von LOOS, der in [247] anhand unterschiedlicher Lagertypen den Einfluss der Lagerkinematik auf die WEC-Ausfallwahrscheinlichkeit diskutiert (siehe Bild 7.11). Hierbei konnte das am geringsten schlupfbehaftete, radial belastete Lager vom Typ NU207 nur nach einer Reihe von Anläufen bei einem Viskositätsverhältnis κ = 0,69 und einer sehr hohen Anzahl an Lastspielen zum WEC-Ausfall gebracht werden. Wie RUELLAN DU CREHU leiten auch

SURBORG und LOOS aus ihren Ergebnissen die Vermutung ab, dass ein bestimmtes Maß an Gleitanteilen bzw. die daraus resultierende Reibleistung als Voraussetzung für die Induzierung der WEC-Ermüdung erforderlich ist. Andere Versuche mit radial belasteten Rillenkugellagern am L11-Prüfstand [199] oder ebenfalls radial belasteten Zylinderrollenlagern am R4NN-Prüfstand [248, 249] zeigen jedoch, dass im Falle künstlich erzeugter elektrischer Potentiale kein erhöhter Schlupf zur Ausbildung von WEC-Schäden notwendig ist.

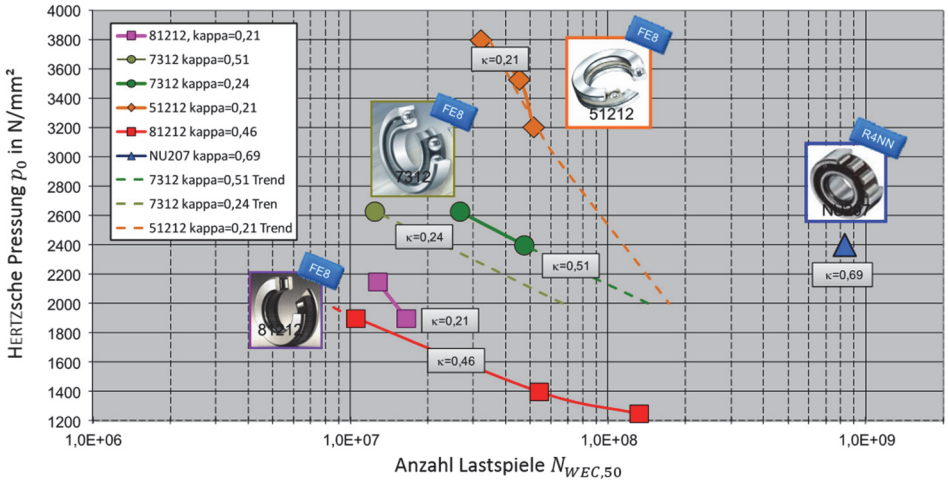


Bild 7.11: Anzahl der Lastspiele eines Kontaktpunktes der Laufbahnoberfläche $N_{WEC,50}$ bis zum Auftreten von WECs abhängig von Pressung, Lagertyp und Schmierungszustand [247]

Wie wichtig ein hoher Schlupfanteil für den WEC-auslösenden Mechanismus in Abwesenheit extrinsischer Potentialquellen ist, verdeutlichen auch die Experimente von GOULD und GRECO, denen es als erste gelungen ist, WEC-Schäden ohne künstliche Beladung mir Wasserstoff an einem Elementarprüfstand unter realitätsnahen Pressungen (1,9 GPa) darzustellen [158]. Der verwendete Versuchsaufbau erlaubt es, den Roll/Gleitkontakt zwischen einem Wälzkörper und der Lagerlaufbahn mit Hilfe eines von drei Scheiben kontaktierten rotierenden Prüfkörpers zu simulieren und den hierbei auftretenden Schlupf in Form des sogenannten Gleit-Roll-Verhältnisses SRR (Slide to Roll Ratio) gezielt einzustellen (siehe Gleichung 7.4).

$$SRR = \frac{2\,(u_S - u_P)}{u_S + u_P} \tag{7.4}$$

Das Gleit-Roll-Verhältnis berechnet sich aus den jeweiligen Oberflächengeschwindigkeiten des Probenkörpers u_P und der Scheiben u_S, wobei 0 %

SRR reinem Rollen und 200 % SRR reinem Gleiten entspricht. Im Falle eines positiven SRR-Wertes ist die Oberflächengeschwindigkeit des Probenkörpers langsamer als die der kontaktierenden Ringe, während bei einem negativen SRR die Oberflächengeschwindigkeit der Ringe höher ist. Insgesamt wurden Versuchen mit +5 % SRR, -5 % SRR, +30 % SRR und -30 % SRR durchgeführt, wobei WEC-Schäden nur bei -30 % SRR nachgewiesen werden konnten. Darüber hinaus ergaben weitere Untersuchungen bei gleichem SRR und unterschiedlich ausgeprägten Mischreibungszuständen (von Λ = 0,06 bis Λ = 0,72), dass der Anteil der weiß anätzenden Gefügebereiche mit steigendem Schmierfilmdickenparameter abnimmt, weshalb davon auszugehen ist, dass sowohl ein kritischer Schlupfzustand als auch Mischreibungsbedingungen vorliegen müssen, um den Schadensmechanismus auszulösen.

Warum WEC-Schäden jedoch ausschließlich bei negativem SRR auftreten konnte nicht abschließend geklärt werden. Da potenzielle Mikrorissflanken bei negativem SRR durch die zusätzlichen Kontaktkräfte beim Eintritt in die Kontaktzone nicht aufgeweitet, sondern aufeinander gedrückt werden, sprechen die publizierten Ergebnisse gegen eine tribochemisch getriebene WEC-Initiierung infolge von Mikrorissbildung wie sie von GEGNER et al. Oder RUELLAN DU CREHU angenommen wird [142, 144, 339]. Um das Eindringen von Schmierstoff infolge der Aufweitung von Oberflächendefekten zu unterstützen, müsste im Kontaktbereich statt negativem positiver Schlupf vorliegen. Dieser führte aufgrund der beschleunigten oberflächennahen Ermüdung zwar wie erwartet zu einem frühen Ausfall infolge von Makropittings, erwies sich jedoch – mutmaßlich mangels Laufzeit (ca. halbe Zyklenanzahl bis Ausfall) – als WEC-unkritisch. LOOS, der ebenfalls die Ausbildung von WECs am FE-8 im Bereich negativen Schlupfes beobachtete, geht in diesem Zusammenhang davon aus, dass Zugspannungen an der Oberfläche die Aufnahme und Diffusion von atomarem Wasserstoff fördern [247].

Hinsichtlich des maximalen Gleit-Roll-Verhältnisses werden für den FE-8 Prüfstand üblicherweise 12 % SRR angegeben. Auch RUELLAN DU CREHU geht bei seinen Versuchen mit Schrägkugellagern von bis zu 20 % SRR aus [340]. Dass derart hoher Schlupf gepaart mit Mischreibungsbedingungen durchaus auch im Feldeinsatz auftreten kann, zeigen Erkenntnisse und Fallstudien aus dem Windenergiebereich. So kann auch in theoretisch weitgehend schlupffreien Windkraftgetriebelagern infolge von Drehmomentwechseln oder Fluchtungsfehlern binnen kürzester Zeit sowohl positiver als auch negativer Schlupf auftreten, wobei der Gleitanteil bei ungünstigen Betriebssituationen bis zu 110 % SRR betragen kann [216, 233, 334]. Gleichzeitig

arbeiten die Lager häufig im Misch- oder Grenzreibungsbereich [115, 156, 233, 390], so dass in Windkraftgetrieben ideale Voraussetzungen für das Auftreten triboelektrischer Phänomene vorliegen.

Es deutet somit vieles darauf hin, dass die bekannt „WEC-kritischen" Faktoren Mischreibung und Schlupf, die nur in Abwesenheit extrinsischer elektrischer Potentiale zur WEC-Ausbildung notwendig sind, infolge von Triboaufladungsprozessen zu einem intrinsischen Aufbau von Potentialen führen. Für den von WEC-Ausfällen besonders betroffenen Windenergiesektor bedeutet dies, dass in der Praxis alle drei in Abschnitt 7.2.1 beschriebene Szenarien zur Bereitstellung elektrischer Potentiale auftreten können und die Gefahr elektrischer Zusatzbelastungen daher ausgesprochen hoch ist.

7.3 Abschließende Beurteilung des WEC-Schadensmechanismus

Nach intensiver Auswertung der in dieser Arbeit generierten Versuchsergebnisse sowie unter Berücksichtigung der einschlägigen Literatur ergibt sich ein Gesamtbild des WEC-Schadensmechanismus, welches im Folgenden vorgestellt werden soll (siehe Bild 7.12). Der Mechanismus enthält neben einer chemischen Komponente eine mindestens ebenso wichtige elektrische Komponente. Wie diese miteinander in Verbindung stehen konnte bei Fertigstellung der Arbeit nicht abschließend beantwortet werden. Zur Ausbildung von WEC-Schäden kann es jedoch nur dann kommen, wenn sich infolge eines am Schmierspalt anliegenden elektrischen Potentials ein geeigneter elektrischer Arbeitspunkt einstellt, der entweder zur Bildung einer chemischen Auslöserkomponente oder im Zusammenspiel mit dieser zu den beobachteten Schäden führt. Stellt sich ein solcher elektrischer Arbeitspunkt ein, ohne dass die chemische Komponente des Auslösers hinzukommt, so kann es zu dem in Abschnitt 6.1 beschriebenen elektrisch induzierten Ermüdungsphänomen kommen.

Die Entstehung der chemischen Komponente des auslösenden Mechanismus setzt neben einer kritischen Schmierstoffformulierung vor allem kritische Reaktionsbedingungen voraus, die sich in den meisten Systemen wahrscheinlich in Form katalytisch wirkender metallischer Oberflächen, einer hohen Temperatur und einer möglichst langen Verweilzeit des Öls innerhalb der kritischen Zonen des Lagers wiederfinden. Anders als im eigenen Prüfsystem, in dem in diesem Zusammenhang die zugeführte Schmierstoffmenge entscheidend ist, könnten solche Bedingungen auch durch weitere Faktoren wie die Kontamination mit katalytisch wirkenden

Fremdstoffen, dem allgemeinen Alterungszustand des Schmierstoffs oder vermehrtem Festkörperkontakt begünstigt werden.

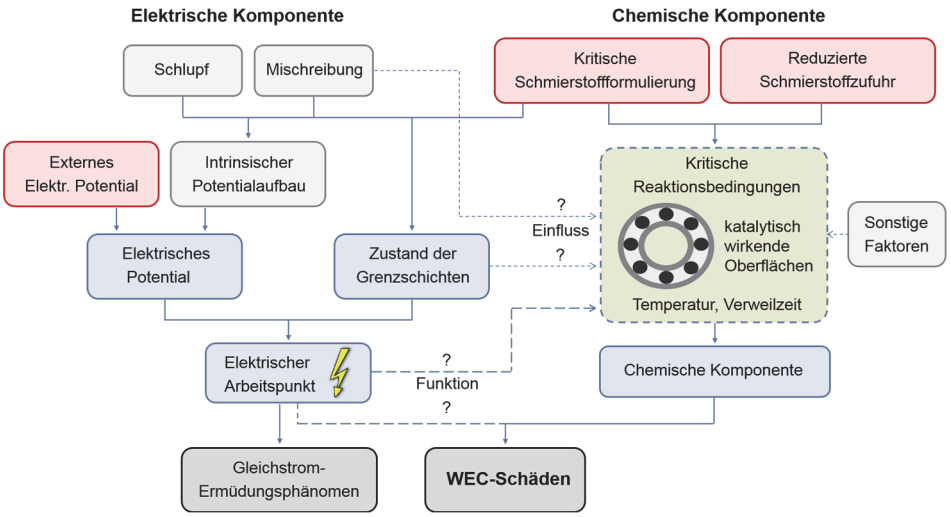


Bild 7.12: Vermuteter WEC-Schadensmechanismus mit elektrischer und chemischer Komponente

Inwieweit Misch- bzw. Grenzreibungsbedingungen, der Zustand der Grenzschichten sowie elektrische Entladungen über die Bereitstellung katalytischer Oberflächen und den Temperatureinfluss hinaus an der Schaffung der notwendigen Reaktionsbedingungen beteiligt sind, konnte nicht abschließend geklärt werden. Sind in einem System jedoch alle notwendigen Voraussetzungen gegeben, so kommt es zu einer erhöhten Ausschüttung der chemischen Komponente, welche aller Wahrscheinlichkeit nach nur im gemeinsamen Zusammenspiel mit der elektrischen Komponente bzw. einem geeigneten elektrischen Arbeitspunkt zur Schädigung des Gefüges und der Ausbildung der weiß anätzenden Bereiche führt. Ob es sich hierbei, wie gemeinhin vermutet, um atomaren Wasserstoff handelt oder ob dieser bei WEC-Feldausfällen möglicherweise eine unterstützende Rolle spielt, bleibt in diesem Zusammenhang ebenfalls unbeantwortet. Grundsätzlich ist ein solcher Mechanismus jedoch ebenso denkbar wie die Entstehung weiß anätzender Gefügeveränderungen infolge elektromagnetischer Phänomene. Auch eine Kombination elektromagnetischer Einflüsse wie ŠČEPANSKIS [347] und HOLWEGER [202] sie beschreiben mit der schädigenden Wirkung von Wasserstoff oder anderer Chemikalien kann nicht ausgeschlossen werden und entspräche dem beobachteten Systemverhalten.

Da Wälzlagerfette häufig eine ähnliche Zusammensetzung wie Getriebeschmierstoffe aufweisen und Faktoren wie Mischreibung, Schlupfanteile und die Verweilzeit des Schmierstoffs innerhalb des Lagers offensichtlich eine große Rolle bei der Entstehung kritischer Reaktionsbedingungen spielen, stellt sich die Frage warum fettgeschmierte Wälzlager nicht häufiger von WEC-Ausfällen betroffen sind. Nach sorgfältiger Analyse aller Zusammenhänge finden sich hierzu mehrere mögliche Erklärungsansätze. So werden schichtbildende Additive wie ZDDP zwar häufig in Wälzlagerfetten eingesetzt, jedoch ist die Gegenwart einzelner kritischer Additive in Kombination mit langen Verweilzeiten nicht ausreichend, um die Ausschüttung der chemischen Komponente des Mechanismus auszulösen. Mit hoher Wahrscheinlichkeit bedarf es noch mindestens einer weiteren, bisher nicht identifizierten Komponente oder anderer Additivkombinationen, um eine kritische Schmierstoffformulierung zu erzielen. Möglicherweise sind an der Schadensausbildung auch Additive beteiligt, die primär in flüssigen Schmierstoffen zum Einsatz kommen und eher selten in Fetten Anwendung finden. Ein solches Beispiel sind Polymethylmethacrylate, die in modernen Ölformulierungen hauptsächlich zur Verbesserung des Viskositäts-Temperatur-Verhaltens eingesetzt werden, jedoch gleichzeitig auch als Pourpointverbesserer und Dispersantadditiv wirken können [227]. Sollten solche öltypische Stoffgruppen an der „WEC-kritischen“ Chemie beteiligt sein, würde dies erklären warum fettgeschmierte Lager im Allgemeinen nur sehr selten betroffen sind. Darüber hinaus müssen zur Schaffung kritischer Reaktionsbedingungen neben einer kritischen Formulierung und langen Verweilzeiten erfahrungsgemäß auch hohe Lagertemperaturen vorliegen.

Ein weiterer Erklärungsansatz betrifft den intrinsischen Aufbau elektrischer Potentiale. Da triboelektrische Aufladungsprozesse eine Scherung der elektrischen Doppelschicht voraussetzen (siehe Abschnitt 7.2.2), ist anzunehmen, dass der Potentialaufbau in fettgeschmierten Lagern durch die Gegenwart des Verdickergerüsts erheblich erschwert wird. Folglich spielen externe Potentialquellen im Fall von Fettschmierung bei der Ausbildung eines „WEC-kritischen“ elektrischen Arbeitspunktes eine deutlich größere Rolle. Diese Annahme deckt sich mit der einschlägigen Literatur, da bei allen dokumentierten „WEC-fähigen“ fettgeschmierten Systemen entweder eine künstliche Bestromung vorliegt [224, 250] oder von elektrostatischer Aufladung als externer Potentialquelle auszugehen ist (Bandspannrollen, Riementriebe, Papier- oder Folienreckanlagen etc.).

Abschließend ergeben sich aus den gewonnenen Erkenntnissen sowie dem eingangs grob skizzierten WEC-Schadensmechanismus mehrere mögliche Strategien zur Vermeidung bzw. langfristigen Bekämpfung des Schadensbildes. Der vermeintlich einfachste Ansatz besteht darin, die kritischen Inhaltsstoffe weiter einzugrenzen bzw. die Eigenschaften durch die sich kritische Formulierungen auszeichnen zu identifizieren, um das Problem mit Hilfe einer neuen Generation WEC-„resistenter" Schmierstoffe zu bekämpfen. Diese müssen so formuliert werden, dass eine Ausschüttung der chemischen Komponente des Schadensmechanismus entweder prinzipiell unmöglich oder zumindest sehr unwahrscheinlich ist. Diese Lösung hat den Charme, dass dem Problem ohne kostspielige konstruktive Eingriffe, nur durch den Austausch des Betriebsstoffes, begegnet werden kann. Allerdings ist das Abprüfen und der Ausschluss einzelner Additive oder Additivkombinationen sehr zeitaufwendig und mit einem enormen (Versuchs-)Aufwand verbunden wobei offenbleibt, ob die gestellten hohen Anforderungen bei einem möglichen Verzicht auf Schlüsselkomponenten wie ZDDPs, überbasische Detergentadditive oder VI-Verbesserer mit der aktuell verfügbaren Schmierstofftechnologie überhaupt noch erfüllt werden können.

Sofern auf den Einsatz potenziell kritischer Formulierungen nicht verzichtet werden kann, gilt es, die Ausbildung kritischer Reaktionsbedingungen innerhalb des Lagers zu vermeiden, um die Ausschüttung der chemischen Komponente des Schadensmechanismus auf reaktionstechnischem Wege zu begrenzen. Die diesbezüglich wichtigsten Faktoren sind niedrigere Betriebstemperaturen, eine adäquate Ölversorgung der tribologischen Kontakte sowie die Vermeidung katalytisch wirkender Oberflächen und langer Verweilzeiten. Als geeignete Maßnahmen erscheinen in diesem Zusammenhang eine Erhöhung der Schmierfilmdicke, des Schmierstoffdurchsatzes sowie eine Optimierung der Schmierstoffverteilung innerhalb des Lagers, wodurch eine drastische Verkürzung der mittleren Verweilzeit einzelner Schmierstoffelemente erzielt werden kann. Zusätzlich könnte die katalytische Wirkung der Oberflächen durch den Einsatz spezieller Additive oder Beschichtungen reduziert werden.

Einen weiteren Angriffspunkt bietet die elektrische Komponente des WEC-Schadensmechanismus: Wird die Bereitstellung elektrischer Potentiale verhindert, so kann auch die Ausbildung eines „WEC-fähigen" elektrischen Arbeitspunktes unterbunden werden. Während externen Potentialen konstruktionsseitig beispielsweise durch eine veränderte Auslegung des Systems (Einsatz eines Ketten- anstatt eines Riementriebs, Verwendung leitfähiger Antriebsriemen etc.), verbesserte Isolationsmaßnahmen oder der Installation von Erdungssystemen beizukommen ist, gestaltet sich die

Bekämpfung intrinsischer Potentiale weitaus schwieriger, da diese nicht direkt greifbar sind. Ein möglicher Weg führt hierbei erneut über die Schmierstoffzusammensetzung. Kann man die individuelle Aufladungstendenz einer Formulierung entsprechend verringern, verschiebt sich der elektrische Arbeitspunkt in den unkritischen Bereich, so dass andere Ausfallmechanismen in den Vordergrund treten. Mögliche Schritte in diese Richtung wären der Verzicht auf überbasische Detergentien oder andere kolloidale Additivsysteme, die die Aufladungstendenz des Systems massiv verstärken sowie der Einsatz besser leitfähiger Schmierstoffe, die das Auftreten elektrostatischer Effekte verhindern und dabei helfen elektrische Potentiale abzubauen. Ein weiterer entscheidender Faktor ist die Vermeidung von Betriebsbedingungen, die intrinsische Triboaufladungsprozesse begünstigen. WEC-gefährdete Systeme sollten daher im Idealfall möglichst schlupffrei auslegt und betrieben werden. Ist dies in der Praxis wie im Falle von Windkraftgetrieben, beispielsweise infolge transienter Betriebsbedingungen nicht möglich, so verbleibt die Option, triboelektrische Aufladungsphänomene durch den Einsatz dickerer Schmierfilme zu verhindern. Da die Grenzspannung aufgrund der damit verbundenen erhöhten Isolationswirkung ebenfalls ansteigt, würde so auch gleichzeitig das Risiko elektrischer Entladungen gesenkt. Eine Erhöhung der Schmierfilmdicke geht jedoch zumeist mit erhöhten Planschverlusten und steigenden Verlusten infolge interner Reibung einher, so dass bei vielen Anwendungen mit spürbaren Wirkungsgradeinbußen zu rechnen wäre.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Da das Potenzial Reibung und Verschleiß in Wälzlagerungen konstruktiv weiter zu reduzieren aufgrund des vorliegenden Entwicklungsstands bereits weitestgehend ausgeschöpft ist, gerät die Rolle des oberflächentrennenden Elementes – des Schmierstoffs – seit einiger Zeit zunehmend in den Fokus der Konstrukteure und Produktentwickler. Wie auch in anderen Bereichen des Maschinenbaus hat dies einen anhaltenden Trend zu immer dünneren Schmierfilmen und höheren Leistungsdichten ausgelöst, weshalb im Zuge dieser Entwicklung zunehmend ein verstärktes Interesse an einer möglichst „schlanken" und effizienten Schmierstoffversorgung und der Ausbildung schützender Grenzschichten zu beobachten ist. Gleichzeitig wird der damit verbundene Einsatz hochadditivierter und spezialisierter Schmierstoffformulierungen von einigen Experten zunehmend kritisch betrachtet, da viele der chemischen bzw. tribochemischen Prozesse im Kontakt bis heute nur in Ansätzen verstanden sind und speziell bei der Schmierung von Wälzkontakten der Verdacht besteht, dass einige Wirkstoffe oder Wirkstoffkombinationen zu neuen Problemen wie Versprödung und frühzeitig einsetzender Ermüdung führen können. Ein eindringliches Beispiel hierfür geben die Arbeiten von SURBORG [385], der durch den Einsatz verschiedener praxisnaher Modellformulierungen an einem FE-8 Prüfstand nachweisen konnte, dass bestimmte Additivkombinationen zur Ausbildung unkonventioneller Ermüdungsphänomene, sogenannter White Etching Crack-Schäden, führen können. Dies wirft die Frage auf, inwieweit die veränderten Betriebsbedingungen sowie die immer weiter gestiegenen Anforderungen an moderne Schmierstoffformulierungen mit dem vermehrten Auftreten solcher Schadensbilder in Verbindung stehen.

Vor diesem allgemeinen Hintergrund besteht die vorrangige Zielsetzung dieser Arbeit in einer schmierstoffseitigen Betrachtung der Wirkmechanismen und Zusammenhänge in einem ölgeschmierten Wälzkontakt unter „WEC-kritischen" Betriebsbedingungen. Die Aufgabenstellung umfasste sowohl die Erarbeitung neuer Ansätze zur Verfolgung tribochemischer Schichtaufbauprozesse als auch eine gezielte Analyse möglicher Zusammenhänge zwischen der grenzschichtausbildenden Wirkung von EP/AW-Additiven und dem Auftreten des vergleichsweise seltenen WEC-Schadensbildes. Um dieses anspruchsvolle Vorhaben in der Praxis umzusetzen, wurde im Rahmen dieser Arbeit erstmalig der Versuch unternommen, mittels in situ FTIR-Spektroskopie anhand geringfügiger Änderungen der Schmierstoffchemie Rückschlüsse auf tribochemische Reaktionen im Wälzkontakt

zu ziehen. Darüber hinaus wurde der Aufbau isolierend wirkender Grenzschichten anhand des resultierenden Spannungsverhaltens der Prüflager verfolgt, um durch die Kombination beider Techniken eine fundierte Beurteilung der tribochemischen Schichtauf-, -ab- und -umbauprozesse zu ermöglichen.

Da derartige Untersuchungen bisher noch nie angestrebt wurden und alle bisherigen Erfahrungen gezeigt haben, dass es äußerst schwierig ist WEC-Schäden unter realitätsnahen Prüfbedingungen auf existierende Prüfsysteme zu übertragen, wurde ein von Grund auf neuer, auf die gestellten Anforderungen abgestimmter Versuchsträger für WEC-bezogene Forschungsarbeiten konzipiert. Die wichtigsten Merkmale umfassen eine Auslegung als Axiallagerprüfstand, ein gekapselter Aufbau zum Ausschluss von Umwelteinflüssen, optische Zugänglichkeit sowie die Möglichkeit, die Prüflager einer kontrollierten elektrischen Zusatzbelastung auszusetzen. Eine weitere Besonderheit dieses Prüfkonzeptes stellt das integrierbare FTIR-System dar, das es ermöglicht, während des laufenden Betriebs Infrarot-Spektren des Schmierstoffs aufzunehmen und so ein Monitoring von Ölalterungsprodukten und tribologisch wirksamen Additiven direkt nach Verlassen des Wälzkontakts vorzunehmen, bevor diese bei Eintritt in den Ölsumpf zu stark verdünnt werden.

Um mit Hilfe des neuen Prüfgerätes die Frage nach einem direkten Zusammenhang zwischen der Ausbildung passivierender Grenzschichten und dem bis heute weitgehend unverstandenen White Etching Crack-Schadensmechanismus aufzuklären, wurde zunächst das Verhalten der gebildeten Grenzschichten sowie der beteiligten Formulierungsbestandteile unter WEC-unkritischen Betriebsbedingungen untersucht. In einer anschließenden zweiten Versuchsphase wurde ein „WEC-fähiger“ Arbeitspunkt ermittelt und dessen Reproduzierbarkeit sowie der Einfluss verschiedener Faktoren wie Pressung, Drehzahlprofil, zugeführte Schmierstoffmenge und elektrischer Arbeitspunkt hinsichtlich der Wahrscheinlichkeit eines Ausfalls abgeprüft. Abschließend wurde anhand der gewonnenen Erkenntnisse und der zu diesem Thema verfügbaren Literatur ein Modell des vermuteten WEC-Schadensmechanismus abgeleitet.

Mit Blick auf die im Rahmen dieser Arbeit eingeführte in situ FTIR-Technik kann hierbei ein überwiegend positives Fazit gezogen werden. Abgesehen vom hohen apparativen und analytischen Aufwand eignet sich das verwendete Verfahren gut, um Rückschlüsse auf chemische bzw. tribochemische Reaktionen in ölgeschmierten Kontakten zu ziehen und stellt somit einen entscheidenden Fortschritt hinsichtlich der Verfolgung tribochemischer

Schichtaufbauprozesse in Wälzlagern dar. Eine erste allgemeine Analyse des Kontaktverhaltens ergab hierbei, dass die im Schmierstoff enthaltenen ZDDP-Additive bereits bei vergleichsweise geringen Schmierstofftemperaturen (< 50 °C) und elastohydrodynamischen Schmierungsbedingungen aktiv sind und tribologisch wirksame Grenzschichten ausbilden können. Ferner konnte nachgewiesen werden, dass das elektrische Verhalten der Prüflager mit der ermittelten Ausschüttung von Ölalterungsprodukten korreliert. Die Auswertung variierender Kontaktbedingungen vermittelt hierbei den Eindruck, dass der Aufbau schützender Oberflächenschichten mit steigendem Festkörperkontaktanteil zwar mehr Zeit in Anspruch nimmt, jedoch insgesamt zu mechanisch widerstandsfähigeren Grenzschichten führt. Neben den Kontaktbedingungen und der Zusammensetzung der Schmierstoffformulierung scheint daher auch das gefahrene Drehzahlprofil einen entscheidenden Einfluss auf die Stabilität und Belastbarkeit der gebildeten Grenzschichten zu besitzen. Die abschließende Bilanz der FTIR-Spektroskopie wird einzig dadurch getrübt, dass die Aufnahme von IR-Spektrenserien am bestehenden Versuchsaufbau eine zugeführte Mindestmenge von 15 ml Schmierstoff pro Minute voraussetzt um die notwendige, kontinuierliche Überströmung des ATR-Kristalls zu gewährleisten, weshalb ein Einsatz dieser Technik im besonders interessanten Bereich der Minimalmengenschmierung derzeit nicht möglich ist.

Neben der erfolgreichen Implementierung der FTIR-Spektroskopie im neukonstruierten Prüfsystem konnte mit der gezielten Darstellung von WEC-Schäden auch das zweite große Etappenziel verwirklicht werden. Obwohl die elektrische Zusatzbelastung der Lager mit geringen Gleichströmen in der Größenordnung elektrostatischer Aufladungen generell zu einer erheblichen Verkürzung der Lagerlebensdauer führte, konnte das Auftreten von weiß anätzenden Bereichen im Gefüge nur unter sehr spezifischen Bedingungen beobachtet und reproduziert werden. Die hierfür notwendigen Betriebskriterien umfassen die Applikation von Gleichstrom, den Einsatz eines „WEC-kritischen“ Schaltgetriebeöls sowie eine Reduzierung der zugeführten Schmierstoffmenge bis mindestens 15 ml/min. Bereits die Abwesenheit eines dieser drei kritischen Faktoren genügt hierbei, um die Ausbildung von WEC-Schäden zu verhindern. Da die spezielle Form der elektrischen Zusatzbelastung, in deren Gegenwart WEC-Schäden auftreten, auch in Abwesenheit der anderen kritischen Faktoren zu einer beschleunigten Ermüdung der Wälzelemente führt, kann angenommen werden, dass es sich bei WEC entweder um einen Sekundärschaden oder eine spezielle Form eines elektrisch induzierten Ermüdungsphänomens infolge geringer Gleichströme handelt. Weiterhin deutet vieles darauf hin, dass

die als „WEC-kritisch“ bekannten Faktoren Mischreibung und Schlupf, die in Abwesenheit extrinsischer elektrischer Potentiale zur WEC-Ausbildung notwendig sind, infolge von Triboaufladungsprozessen zu einem intrinsischen Potentialaufbau führen können.

Abschließend ergibt sich ein Gesamtbild des WEC-Schadensmechanismus, der neben einer chemischen Komponente eine mindestens ebenso wichtige elektrische Komponente enthält. Das Auftreten elektrisch induzierter Schadensbilder steht hierbei eindeutig mit der Ausbildung vermeintlich schützender tribochemischer Schichten in Verbindung, welche jedoch unter elektrischer Zusatzbelastung zu einer erhöhten Gefährdung von Wälzlagerungen führen können. Die Rolle der Grenzschichten spiegelt sich hierbei primär in der Ausbildung eines „WEC-kritischen“ elektrischen Arbeitspunktes wider, der mit hoher Wahrscheinlichkeit das Auftreten elektrischer Entladungen voraussetzt. Die im Zusammenhang mit WEC vielfach diskutierte Additiv-Kombination aus Zinkdialkyldithiophosphaten und überbasischen Metallsulfonaten kann im Rahmen dieser Arbeit jedoch nur bedingt als „WEC-kritisch“ bestätigt werden. Während bei ZDDPs infolge ihrer schichtbildenden Wirkung bzw. wegen ihrer Zerfallschemie von einer direkten Beteiligung am Schadensmechanismus auszugehen ist, ist die WEC-fördernde Wirkung überbasischer Metallsulfonate vermutlich überwiegend auf ihren verstärkenden Effekt beim intrinsischen Aufbau elektrischer Potentiale zurückzuführen. Darüber hinaus ist hinsichtlich der chemischen Komponente des Schadensmechanismus von weiteren, bisher noch nicht identifizierten kritischen Formulierungsbestandteilen sowie unbekannten Additiv-Additiv-Wechselwirkungen unter speziellen „WEC-kritischen“ Reaktionsbedingungen auszugehen.

Aktuelle Ansätze zur Vermeidung von WEC-Schäden basieren überwiegend auf dem Einsatz teurer Beschichtungen oder WEC-unempfindlicher Spezialstähle, die zwar die Robustheit des Gesamtsystems erhöhen, den Schadenseintritt jedoch nur verzögern und nicht vollständig verhindern können. Um hingegen eine langfristige und weniger kostenintensive Lösung zu entwickeln gilt es vielmehr, die chemischen und physikalischen Eigenschaften potenziell „WEC-kritischer“ Formulierungen weiter einzugrenzen und dem Problem mit Hilfe veränderter Additivzusammensetzungen zu begegnen. Mit dem vorgestellten Prüfsystem steht hierfür ein vielseitig nutzbares Instrument zur Verfügung, das sowohl für die notwendigen Parameterstudien als auch für grundlegende Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Tribochemie eingesetzt werden kann. Sinnvolle nächste Schritte umfassen daher die Weiterentwicklung der FTIR-Methode hinsichtlich einer Schmierstoffanalyse bei geringeren Volumenströmen (< 15 ml/min) sowie

eine Verfeinerung des WEC-Arbeitspunktes zur Verkürzung der bis zum Ausfall benötigten Versuchslaufzeit. Um den zugrundeliegenden Schadensmechanismus weiter aufzuklären, sollten zukünftige Studien des Weiteren die Beteiligung atomaren Wasserstoffs an der Entstehung dieses Frühermüdungsphänomens betrachten. Hierbei kann der gekapselte Aufbau des Prüfstands genutzt werden, um mittels Gasanalyse eine Akkumulation von Wasserstoff im System nachzuweisen oder diese langfristig zu widerlegen. Einen weiteren interessanten Ansatz bietet die optische Zugänglichkeit des vorderen Prüflagers, die mit Hilfe von Highspeed-Kameratechnik die Auswertung der Schmierstoffverteilung innerhalb des Lagers ermöglicht. Diese beeinflusst wiederum maßgeblich die Verweilzeit einzelner Schmierstoffelemente und spielt somit eine entscheidende Rolle hinsichtlich der Bereitstellung „WEC-kritischer“ Reaktionsbedingungen innerhalb des Prüflagers.

9 Summary and Outlook

Since the potential for further reduction of friction and wear in roller bearings has already been largely exhausted, product developers increasingly focus on the role of the surface-separating element - the lubricant. As in other areas of mechanical engineering, this has triggered a continuing trend towards ever thinner lubricant films and higher power densities. Therefore, an increasing interest in an as "lean" and efficient as possible supply of lubricants and the formation of protective boundary layers can be observed. At the same time, some experts consider the use of more and more additives and specialized lubricant formulations increasingly critical, since many of the chemical or tribochemical processes in the contact are barely understood. Especially when it comes to the lubrication of rolling contacts, there is a suspicion that some active ingredients or combinations of active ingredients can lead to new problems such as embrittlement and premature fatigue. A striking example of this is given by the work of SURBORG [385], who was able to prove that certain additive combinations can lead to the development of an unconventional fatigue phenomena called White Etching Cracks (WEC) using various model formulations on an FE-8 test bench. This raises the question to what extent the changed operating conditions and increasing demands on modern lubricant formulations are associated with the increased occurrence of such failure modes.

Against this background, the primary objective of this work is a lubricant-centered view of the mechanisms and correlations in an oil-lubricated rolling contact under operating conditions leading to WEC failure modes. To achieve this, a new test setup was designed, allowing the application of electrical currents in order to induce the formation of WECs without chemical pretreatment of the bearings. Furthermore, based on the detection of slight changes in the lubricant chemistry using in situ FTIR spectroscopy, a first attempt was made to draw conclusions about tribochemical reactions in the rolling contact. In addition, the build-up of insulating boundary layers was monitored based on the electrical behavior of the test bearings, allowing an in-depth assessment of the tribochemical build-up, degradation, and remodeling processes.

Since such investigations have never been attempted before and all previous experience has shown that it is extremely difficult to generate WEC failures under realistic conditions on existing test rigs, a completely new axial bearing test bench for WEC related research was designed. Its main features include a completely encapsulated system to exclude

environmental influences, visual accessibility of one of the test bearings and the option of subjecting the test bearings to a controlled additional electrical load. Another special feature of this test rig is the integrated FTIR system, which allows to record infrared spectra of the lubricant during operation and thus monitor oil aging products and tribologically active additives directly after leaving the rolling contact.

The investigation started with the examination of the behaviour of the boundary layers formed in the contact and the additives involved under operating conditions uncritical towards WEC, to understand whether the formation of passivating boundary layers and the hitherto poorly understood mechanism that leads to the formation of White Etching Cracks are interconnected. In a subsequent phase, an operating point capable of producing WECs was determined. Its reproducibility as well as the influence of various factors such as contact pressure, speed profile, quantity of lubricant supplied and electrical load were evaluated with regard to the probability of failure. Finally, based on the knowledge gained and the literature available on this topic, a model of the assumed WEC damage mechanism was derived.

For the in situ FTIR technique introduced with this work, a predominantly positive conclusion can be drawn. Apart from the complex equipment needed and the high level of analytical effort, the method used is well suited to draw conclusions about chemical or tribochemical reactions in oil-lubricated contacts and thus represents a decisive advance in the tracking of the tribochemical layer formation in roller bearings. A first general analysis of the contact behavior showed that the ZDDP additives contained in the lubricant are already active under elastohydrodynamic lubrication conditions at comparatively low lubricant temperatures (< 50 °C) and are able to form tribologically effective boundary layers. Furthermore, it was proven that the electrical behavior of the test bearing correlates with the release of oil aging products determined by FTIR. The evaluation of varying contact conditions showed that the build-up of protective surface layers takes more time with increasing solid to solid contacts, but leads to mechanically more resistant boundary layers. Therefore, in addition to the contact conditions and the composition of the lubricant formulation, the speed profile also seems to have a decisive influence on the stability and resilience of the boundary layers formed. The final evaluation of the FTIR spectroscopy is limited only by the fact that the recording of IR series spectra requires a minimum lubricant flow of 15 ml per minute on the existing test setup. This is necessary to ensure a continuous flow of lubricant over the ATR-crystal.

Therefore, this technology could not be used in the particularly interesting area of minimum quantity lubrication.

In addition to the successful implementation of FTIR spectroscopy in the newly designed test system, the second major milestone was achieved with the reproduction of WEC failures on the test rig. Although an additional electrical load with low direct currents in the magnitude of electrostatic charges generally led to a considerable reduction in the bearing life, the occurrence of white etching areas in the microstructure was observed and reproduced only under very specific conditions. The operating conditions required for this include the application of direct current, the use of a "WEC-critical" transmission oil and a reduction in the quantity of lubricant supplied to not more than 15 ml/min. The absence of one of these three critical factors is sufficient to prevent the formation of WECs. Since the special form of the electrical load, in whose presence WEC damage occurs, leads to accelerated fatigue of the rolling elements even in the absence of the other critical factors, it can be assumed that WEC is either a secondary damage or a special form of an electrically induced fatigue phenomenon due to low direct currents. Furthermore, it seems that the known "WEC-critical" factors mixed friction and slip, which are necessary for WEC formation in the absence of extrinsic electrical potentials, lead to an intrinsic build-up of potentials as a result of tribocharging processes.

In Conclusion, an overall picture of the WEC mechanism unfolds which, in addition to a chemical component, contains also an electrical component that is at least as important. The occurrence of electrically induced failure modes is clearly linked to the build-up of supposedly protective tribochemical layers which, however, can lead to an increased risk under additional electrical loads. The role of the boundary layers is primarily reflected in the formation of a "WEC-critical" electrical operating point, which very likely requires the occurrence of electrical discharges over the lubricant gap. Within the scope of this work the additive combination of zincdialkyldithiophosphates and overbased metal sulfonates, which is often discussed in connection with WEC, can only be partially confirmed as "WEC-critical". While it can be assumed that ZDDPs are directly involved in the WEC mechanism due to their tribolayer forming effects or because of their decomposition chemistry, the WEC-promoting effect of overbased metal sulfonates is probably mainly due to their intensifying effect on the intrinsic build-up of electrical potentials. With regard to the chemical component of the WEC failure mode, other critical lubricant formulation components that have not yet been identified and unknown additive-additive

interactions under "WEC-critical" reaction conditions may contribute to the mechanism.

Current approaches to avoid WEC failures are mainly based on the use of expensive coatings or WEC-resistant specialty steels, which increase the robustness of the overall system, although they only delay the onset of damage and cannot prevent it completely. However, in order to develop a long-term and more cost-effective solution, chemical and physical properties of potentially "WEC-critical" formulations should be limited, challenging the issue with modified additive compositions. With the test bench presented, a versatile instrument is now available, which can be used for both, the necessary parameter studies and for basic research work in the field of tribochemistry. The next reasonable steps therefore include the further development of the FTIR method regarding a lubricant analysis at lower volume flows (< 15 ml/min) as well as a refinement of the WEC operating point to shorten the test runtime. Future studies on the root cause should also focus on the role of atomic hydrogen in the formation of this early fatigue phenomenon. Thereby the encapsulated structure of the test bench can be used to detect an accumulation of hydrogen in the system by means of gas analysis or to disprove it in the long term. Another interesting approach is the optical accessibility of the front test bearing, which enables the evaluation of the lubricant distribution within the bearing with the help of high-speed camera technology. This, in turn, has a significant influence on the residence time of individual lubricant elements and thus plays a decisive role regarding the facilitation of "WEC-critical" reaction conditions within the test bearing.

10 Literaturverzeichnis

Normen und Richtlinien

[1] ASTM D 2896: Bestimmung der Basenzahl von Mineralölerzeugnissen mittels potentiometrischer Perchlorsäure-Titration. Berlin: Beuth, 2015.

[2] ASTM D 974: Bestimmung der Säure- und Basenzahl mit Hilfe der Farbindikatortitration. Berlin: Beuth, 2014.

[3] DIN EN ISO 683-17: Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle. Teil 17: Wälzlagerstähle. Berlin: Beuth, 2015.

[4] DIN ISO 14635: FZG-Prüfverfahren - Teil 1: FZG-Prüfverfahren A/8,3/90 zur Bestimmung der relativen Fresstragfähigkeit von Schmierölen. Berlin: Beuth, 2006.

[5] DIN EN 12634: Mineralölerzeugnisse und Schmierstoffe. Bestimmung der Säurezahl - Potentiometrische Titration in nichtwäßrigen Medien. Berlin: Beuth, 1999.

[6] DIN 51575: Prüfung von Mineralölen. Bestimmung der Sulfatasche. Berlin: Beuth, 2016.

[7] DIN 51451: Prüfung von Mineralölerzeugnissen und verwandten Produkten. Infrarotspektrometrische Analyse - Allgemeine Arbeitsgrundlagen. Berlin: Beuth, 2004.

[8] DIN 51453: Prüfung von Schmierstoffen. Bestimmung der Oxidation und Nitration von gebrauchten Motorenölen - Infrarotspektrometrisches Verfahren. Berlin: Beuth, 2004.

[9] DIN 51819: Prüfung von Schmierstoffen. Mechanisch-dynamische Prüfung auf dem Wälzlagerschmierstoff-Prüfgerät FE8. Berlin: Beuth, 1999.

[10] ISO 9563: Riementriebe - Elektrische Leitfähigkeit von antistatischen endlosen Synchronriemen. Merkmale und Prüfverfahren. Berlin: Beuth, 2015.

[11] VDI 2202: Schmierstoffe und Schmiereinrichtungen für Gleit- und Wälzlager. Berlin: Beuth, 1970.

[12] ASTM E 2412-10: Standard Practice for Condition Monitoring of Used Lubricants by Trend Analysis Using Fourier Transform Infrared (FTIR) Spectrometry. West Conshohocken: ASTM International, 2010.

[13] DIN VDE 0123: Stromführung im Bereich von Radsatz-Wälzlagern in Schienenfahrzeugen. Berlin: Beuth, 1985.

[14] DIN 50320: Verschleiß. Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Gliederung des Verschleißgebietes. Berlin: Beuth, 1979.

[15] DIN 53017: Viskosimetrie. Bestimmung des Temperaturkoeffizienten der Viskosität von Flüssigkeiten. Berlin: Beuth, 1993.

[16] DIN ISO 281: Wälzlager. Dynamische Tragzahlen und nominelle Lebensdauer. Berlin: Beuth, 2010.

[17] ASTM D 874a: Bestimmung der Sulfatasche in Schmierölen und Zusatzstoffen. Berlin: Beuth, 2013.

[18] ASTM D 482: Prüfung von Mineralölerzeugnissen auf aschebildende Bestandteile. Berlin: Beuth, 2013.

Sonstige Quellen

[19] AGOSTON, A.; SCHNEIDHOFER, C.; DÖRR, N.; JAKOBY, B.: A Concept of an Infrared Sensor System for Oil Condition Monitoring. Elektrotechnik und Informationstechnik Bd. 125 (2008) Nr. 3, S. 71-75.

[20] AGUILAR, G.; MAZZAMARO, G.; RASBERGER, M.: Oxidative Degradation and Stabilisation of Mineral Oil-Based Lubricants. In: MORTIER, R. M. et al. (Hrsg.): Chemistry and Technology of Lubricants. 3. Auflage. Dordrecht: Springer, 2010, S. 107-152.

[21] AHMED, N. S.; NASSAR, A. M.: Lubricating Oil Additives. In: KUO, C.-H. (Hrsg.): Tribology - Lubricants and Lubrication. Rijeka: InTech, 2011, S. 249-268. URL: http://cdn.Intechopen.com/pdfswm/21936.pdf.

[22] AHMED, N. S.; NASSAR, A. M.: Lubrication and Lubricants. In: GEGNER, J. (Hrsg.): Tribology. Fundamentals and Advancements. Rijeka: InTech, 2013. URL: http://www.Intechopen.com/books/tribology-fundamentals-and-advancements/lubrication-and-lubricants.

[23] AKTARY, M.; MCDERMOTT, M. T.; TORKELSON, J.: Morphological Evolution of Films Formed from Thermooxidative Decomposition of ZDDP. Wear Bd. 247 (2001) Nr. 2, S. 172-179.

[24] ALLISTON-GREINER, A. F.; GREENWOOD, J. A.; CAMERON, A.: Thickness Measurements and Mechanical Properties of Reaction Films Formed by Zincdithiophosphate During Running. Proceedings of International Conference on Tribology. Friction, Lubrication and Wear 50 Years on. 01.07.-03.07.1987, London. London: Mechanical Engineering publications, 1987, S. 565-572.

[25] ALLUM, K. G.; FORBES, E. S.: The Load-Carrying Properties of Metal Dialkyl Dithiophosphates. The Effect of Chemical Structure. IMechE Conference Bd. 183 (1968) Nr. 16, S. 7-14.

[26] AMMANN, C.; REICHERT, K.; JOHO, R.; POSEDEL, Z.: Shaft Voltages in Generators with Static Excitation Systems-Problems and Solution. IEEE Trans. Energy Convers. Bd. 3 (1988) Nr. 2, S. 409-419.

[27] ANDREASON, S.: Stromdurchgang durch Wälzlager. Die Kugellagerzeitschrift (SKF), Nr. 153 (1968), S. 6-12.

[28] AVERBECK, S.; WIESKER, S.; SMIRNOV, A.; POLL, G.: White Etching Cracks – neue Ansätze in der Ursachenforschung. 11. VDI-Fachtagung Gleit- und Wälzlagerungen 2015. 06.05.- 07.05.2015, Schweinfurt. Düsseldorf: VDI, 2015, S. 273-284.

[29] BACON, W. E.; BORK, J. F.: Basic Zinc Double Salts of O, O-Dialkyl Hydrogen Phosphorodithioates. J. Org. Chem. Bd. 27 (1962) Nr. 4, S. 1484-1485.

[30] BADER, N.; WITTEK, E.; POLL, G.: Tribological Properties of Fuel Economy Gearbox Oils. 69th STLE Annual Meeting 2014. 18.05.-22.05.2014, Lake Buena Vista, Florida. Park Ridge, Illinois: STLE, 2014. URL: http://www.stle.org/AsiCommon/Controls/BSA/Downloader.aspx?iDocumentStorageKey=fe8825c8-0d45-40a5-9d5f-a4940eaa484e&iFileTypeCode=PDF&iFileName=Tribological%20Properties%20of%20Fuel%20Economy%20Gearbox%20Oils.

[31] BAKUNIN, V. N.; SUSLOV, A. Y.; KUZMINA, G. N.; PARENAGO, O. P.; TOPCHIEV, A. V.: Synthesis and Application of Inorganic Nanoparticles as Lubricant Components – a Review. J. Nanopart. Res. Bd. 6 (2004) Nr. 2, S. 273-284.

[32] BALDWIN, B. A.: Relationship Between Surface Composition and Wear: An X-ray Photoelectron Spectroscopic Study of Surfaces Tested with Organosulfur Compounds. ASLE Trans. Bd. 19 (1976) Nr. 4, S. 335-344.

[33] BANCROFT, G. M.; KASRAI, M.; FULLER, M.; YIN, Z.; FYFE, K.; TAN, K. H.: Mechanisms of Tribochemical Film Formation: Stability of Tribo- and Thermally-Generated ZDDP Films. Tribol. Lett. Bd. 3 (1997) Nr. 1, S. 47-51.

[34] BARCELO, J. R.; OTERO, C.: A Spectrophotometric Method for Studying the Oxidation of Lubricating Oils. J. Inst. Pet. Bd. 50 (1964) Nr. 481, S. 15.

[35] BARCROFT, F. T.; BIRD, R. J.; HUTTON, J. F.; PARK, D.: The Mechanism of Action of ZincThiophosphates as Extreme Pressure Agents. Wear Bd. 77 (1982) Nr. 3, S. 355-384.

[36] BARCROFT, F. T.; PARK, D.: Interactions on Heated Metal Surfaces Between Zinc Dialkyldithiophosphates and Other Lubricating Oil Additives. Wear Bd. 108 (1986) Nr. 3, S. 213-234.

[37] BARKSHIRE, I. R.; PRUTTON, M.; SMITH, G. C.: Multi-Spectral Scanning Auger Microscopy of Tribological Surfaces. Appl. Surf. Sci. Bd. 84 (1995) Nr. 4, S. 331-338.

[38] BARNES, A. M.; BARTLE, K. D.; THIBON, V. R. A.: A Review of Zinc Dialkyldithiophosphates (ZDDPS): Characterisation and Role in the Lubricating Oil. Tribol. Int. Bd. 34 (2001) Nr. 6, S. 389-395.

[39] BARNOUSH, A.: Hydrogen Embrittlement. Dissertation, Universität des Saarlandes, 2011.

[40] BARTELDES, S.; WALTHER, F.; HOLWEGER, W.: Wälzlagerdiagnose und Detektion von White Etching Cracks mit Barkhausen-Rauschen und Hochfrequenz-Impuls-Messung. Aachener Schriften zur Rohstoff- und Entsorgungstechnik. Band 84. 19.11.-20.11.2014, Aachen. Aachen: Verlag Zillekens, 2014.

[41] BARTZ, W. J.: Additive für Schmierstoffe. Kontakt & Studium Nr. 433. Renningen: Expert, 1994.

[42] BARTZ, W. J.: Einführung in die Tribologie und Schmierungstechnik. Tribologie - Schmierstoffe - Anwendungen. Renningen: Expert, 2010.

[43] BARTZ, W. J.; MÜLLER, U. J.: Praxislexikon Tribologie Plus: 2010 Begriffe für Studium und Beruf. 2. Auflage. Renningen: Expert, 2000.

[44] BAUMANN, G.; FECHT, H. J.; LIEBELT, S.: Formation of White-Etching Layers on Rail Treads. Wear Bd. 191 (1996) Nr. 1, S. 133-140.

[45] BECKER, P. C.: Microstructural Changes Around Non-Metallic Inclusions Caused by Rolling-Contact Fatigue of Ball-Bearing Steels. Met. Technol. Bd. 8 (1981) Nr. 1, S. 234-243.

[46] BELIN, M.; MARTIN, J. M.; MANSOT, J. L.: Role of Iron in the Amorphization Process in Friction-Induced Phosphate Glasses. Tribol. Trans. Bd. 32 (1989) Nr. 3, S. 410-413.

[47] BELL, S.; COOKSON, T. J.; COPE, S. A.; EPPERLY, R. A.; FISCHER, A.; SCHLEGEL, D. W.; SKIBINSKI, G. L.: Experience With Variable-Frequency Drives and Motor Bearing Reliability. IEEE Trans. Ind. Appl. Bd. 37 (2001) Nr. 5, S. 1438-1446.

[48] BERTRAND, C.; MOLINERO, J.; ELVIRA, R.; VALENTIN, P.; SCHIFFERL, H.; WILD, M.; BARTHOLD, G.: Special and Alloy Steels. Improving Fatigue Life of Special Steels by Modifying their Inclusion Engineering. Technical Steel Research Series Nr. 20316. Luxemburg: Office for Official Publications of the European Communities, 2002.

[49] BHADESHIA, H.: Steels for Bearings. Prog. Mater. Sci. Bd. 57 (2012) Nr. 2, S. 268-435.

[50] BIRD, R. J.; GALVIN, G. D.: The Application of Photoelectron Spectroscopy to the Study of EP Films on Lubricated Surfaces. Wear Bd. 37 (1976) Nr. 1, S. 143-167.

[51] BIRKHOFER, H.; KÜMMERLE, T.: Feststoffgeschmierte Wälzlager. Einsatz, Grundlagen und Auslegung. Berlin: Springer, 2012.

[52] BÖHMER, H.-J.: Einige grundlegende Betrachtungen zur Wälzermüdung. Wälzlagertechnik, lndustrietechnik (FAG), Nr. 30 (1991), S. 4-11.

[53] BOLLAND, J. L.; GEE, G.: Kinetic Studies in the Chemistry of Rubber and Related Materials. II. The Kinetics of Oxidation of Unconjugated Olefins. Trans. Faraday Soc. Bd. 42 (1946), S. 236-243.

[54] BORIN, A.; POPPI, R. J.: Application of Mid Infrared Spectroscopy and iPLS for the Quantification of Contaminants in Lubricating Oil. Vib. Spectrosc. Bd. 37 (2005) Nr. 1, S. 27-32.

[55] BORIN, A.; POPPI, R. J.: Multivariate Quality Control of Lubricating Oils Using Fourier Transform Infrared Spectroscopy. J. Braz. Chem. Soc. Bd. 15 (2004) Nr. 4, S. 570-576.

[56] BORMETTI, E.; DONZELLA, G.; MAZZU, A.: Surface and Subsurface Cracks in Rolling Contact Fatigue of Hardened Components. Tribol. Trans. Bd. 45 (2002) Nr. 3, S. 274-283.

[57] BOTÖ, P. A.: Stromdurchgang in einem Wälzkontakt. Schweizerische Bauzeitung Bd. 87 (1969) Nr. 2, S. 20-22.

[58] BOWDEN, F. P.; TABOR, D.: The Friction and Lubrication of Solids. 2. Auflage. Oxford: University Press, 1964.

[59] BOYANTON, H. E.; HODGES, G.: Bearing Fluting [Motors]. IEEE Ind. Appl. Mag. Bd. 8 (2002) Nr. 5, S. 53-57.

[60] BOYD, J.; KAUFMAN, H. N.: The Causes and the Control of Electrical Currents in Bearings. Lubr. Eng. Bd. 15 (1959) Nr. 1, S. 28-35.

[61] BRACH, K.: Wellenspannungen bei Drehstrom-Induktionsmaschinen mit Käfigläufer. Dissertation, Leibnitz Universität Hannover, 1990.

[62] BRÄNDLEIN, J.; ESCHMANN, P.; HASBARGEN, L.; WEIGAND, K.: Die Wälzlagerpraxis. Handbuch für die Berechnung und Gestaltung von Lagerungen. 3. Auflage. Mainz: Vereinigte Fachverlage, 1998.

[63] BRAUN, J.: Additives. In: MANG, T.; DRESEL, W. (Hrsg.): Lubricants and Lubrication. 2. Auflage. Weinheim: Wiley-VCH, 2007, S. 88-118.

[64] BRAZIER, A. D.; ELLIOTT, J. S.: The Thermal Stability of Zinc Dithiophosphates. J. Inst. Petrol Bd. 53 (1967) Nr. 518, S. 63-76.

[65] BRUCE, T.; ROUNDING, E.; LONG, H.; DWYER-JOYCE, R. S.: Characterisation of White Etching Crack Damage in Wind Turbine Gearbox Bearings. Wear Bd. 338–339 (2015) Nr. 15, S. 164-177.

[66] BRÜNING, C.: Massenspektrometrische Untersuchungen zum Einfluss der Temperatur auf die Bildung und Zusammensetzung tribologischer Schichten nasslaufender Synchronisationsreibkörper. Dissertation, Westfälische Wilhelms Universität Münster, 2010.

[67] BÜCHNER, R.; HAMANN, B.: Metalldeaktivatoren, Wirkung und Wirkungsweise. Schmierungstechnik Bd. 17 (1986) Nr. 8, S. 246-249.

[68] BURKART, K.: Überrollungslebensdauer des Wälzlagerstahls 100Cr6 in Abhängigkeit von nicht idealen Gefügeausbildungen unter besonderer Berücksichtigung der Karbidzeiligkeit. Dissertation, Universität Bremen, 2009.

[69] BURWELL, J. T.: Survey of Possible Wear Mechanisms. Wear Bd. 1 (1957) Nr. 2, S. 119-141.

[70] BUSSE, D.; ERDMAN, J.; KERKMAN, R. J.; SCHLEGEL, D.; SKIBINSKI, G.: System Electrical Parameters and their Effects on Bearing Currents. Conference Proceedings of Applied Power Electronics Conference and Exposition. 03.03-07.03.1996, San Jose. Piscataway: IEEE, 1996, S. 570-578.

[71] CAMERON, A.; GOHAR, R.: Theoretical and Experimental Studies of the Oil Film in Lubricated Point Contact. Proc. R. Soc. A Bd. 291 (1966) Nr. 1427, S. 520-536.

[72] CANN, P. M.; SPIKES, H. A.: In Lubro Studies of Lubricants in EHD Contacts Using FTIR Absorption Spectroscopy. Tribol. Trans. Bd. 34 (1991) Nr. 2, S. 248-256.

[73] CANTLEY, R. E.: The Effect of Water in Lubricating Oil on Bearing Fatigue Life. ASLE Trans. Bd. 20 (1977) Nr. 3, S. 244-248.

[74] CANTLEY, R. E.: Predicting the Effects of Lubricant Chemistry on Bearing Fatigue Life. ASLE Trans. Bd. 26 (1983) Nr. 1, S. 80-86.

[75] CAO, L. L.; SUN, Y. M.; ZHENG, L. Q.: Chemical Structure Characterization of the Boundary Lubrication Film Using X-Ray Photoelectron Spectroscopy and Scanning Auger Microprobe Techniques. Wear Bd. 140 (1990) Nr. 2, S. 345-357.

[76] CARLIN, G.: Stromdurchgang durch die Rollenachslager von Reisezugwagen. Die Kugellagerzeitschrift (SKF), Nr. 158 (1968), S. 13-18.

[77] CARROLL, R. I.; BEYNON, J. H.: Rolling Contact Fatigue of White Etching Layer: Part 1: Crack Morphology. Wear Bd. 262 (2007) Nr. 9, S. 1253-1266.

[78] CENTO, P.; DAREING, D. W.: Ceramic Materials in Hybrid Ball Bearings. Tribol. Trans. Bd. 42 (1999) Nr. 4, S. 707-714.

[79] CHAKRABARTI, I.; BAIJAL, A. D.; NERURKAR, H. M.: Low Oxygen Steel for Ball Bearing Application. Tool Alloy Steels Bd. 23 (1989) Nr. 4, S. 123-127.

[80] CHARLES, A. M.; XIAOLAN, A.: Rolling Element Bearings. In: BHUSHAN, B. (Hrsg.): Modern Tribology Handbook. Boca Raton: CRC Press, 2000, S. 1041-1094.

[81] CHEN, S.: Bearing Current, EMI and Soft Switching in Induction Motor Drives. Dissertation, University of Michigan, 1996.

[82] CHEN, S.; LIPO, T. A.; FITZGERALD, D.: Modeling of Motor Bearing Currents in PWM Inverter Drives. IEEE Trans. Ind. Appl. Bd. 32 (1996) Nr. 6, S. 1365-1370.

[83] CHIOU, Y.-C.; LEE, R.-T.; LIN, S.-M.: Formation Mechanism of Electrical Damage on Sliding Lubricated Contacts for Steel Pair Under DC Electric Field. Wear Bd. 266 (2009) Nr. 1–2, S. 110-118.

[84] CHOA, S.-H.; LUDEMA, K. C.; POTTER, G. E.; DEKOVEN, B. M.; MORGAN, T. A.; KAR, K. K.: A Model of the Dynamics of Boundary Film Formation. Wear Bd. 177 (1994) Nr. 1, S. 33-45.

[85] CIBULA, G.: Die Oxydation von Schmierölen. Mineralöltechnik Bd. 11 (1966) Nr. 8/9, S. 1-20.

[86] CIRUNA, J. A.; SZIELEIT, H. J.: The Effect of Hydrogen on the Rolling Contact Fatigue Life of AISI 52100 and 440C Steel Balls. Wear Bd. 24 (1973) Nr. 1, S. 107-118.

[87] COATES, J. P.; SETTI, L. C.: Infrared Spectroscopic Methods for the Study of Lubricant Oxidation Products. ASLE Trans. Bd. 29 (1986) Nr. 3, S. 394-401.

[88] COSTELLO, M. T.: Corrosion Inhibitors and Rust Preventatives. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 421-444.

[89] COULOMB, C. A.: Theorie des machines simples, en ayanten frottement de leurs parties, et la roideur des cordages. Mem. Math. Phys. Bd. 10 (1785), S. 161-342.

[90] COY, R. C.; QUINN, T. F. J.: The Use of Physical Methods of Analysis to Identify Surface Layers Formed by Organosulfur Compounds in Wear Tests. ASLE Trans. Bd. 18 (1975) Nr. 3, S. 163-174.

[91] CROOK, A. W.: Developments in Elasto-Hydrodynamic Lubrication. J. Inst. Petrol. Bd. 49 (1963) Nr. 478, S. 295-305.

[92] CZICHOS, H.: Der Übergangswiderstand bei Rollkontakt als Indiz für die Oxidbedeckung galvanischer Metallschichten. Mater. Corros. Bd. 20 (1969) Nr. 7, S. 575-578.

[93] CZICHOS, H.; HABIG, K.-H.: Tribologie-Handbuch. Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik. 3. Auflage. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2010.

[94] DANIEL, P. A.; MAKE, L.: Laboratory Used Oil Analysis Methods. In: BOOSER, E. R. (Hrsg.): Tribology Data Handbook. An Excellent Friction, Lubrication, and Wear Resource. Boca Raton: CRC Press, 1997, S. 897-914.

[95] DANIELSEN, H. K.; GUZMÁN, F. G.; DAHL, K. V.; LI, Y. J.; WU, J.; JACOBS, G.; BURGHARDT, G.; FÆSTER, S.; ALIMADADI, H.; GOTO, S.; RAABE, D.; PETROV, R.: Multiscale Characterization of White Etching Cracks (WEC) in a 100Cr6 Bearing From a Thrust Bearing Test Rig. Wear Bd. 370–371 (2017), S. 73-82.

[96] DE BARROS, M. I.; BOUCHET, J.; RAOULT, I.; LE MOGNE, T.; MARTIN, J. M.; KASRAI, M.; YAMADA, Y.: Friction Reduction by Metal Sulfides in Boundary Lubrication Studied by XPS and XANES Analyses. Wear Bd. 254 (2003) Nr. 9, S. 863-870.

[97] DEBIES, T. P.; JOHNSTON, W. G.: Surface Chemistry of Some Antiwear Additives as Determined by Electron Spectroscopy. ASLE Trans. Bd. 23 (1980) Nr. 3, S. 289-297.

[98] DELFORT, B.; DAOUDAL, B.; BARRÉ, L.: Particle Size Determination of (Functionalized) Colloidal Calcium Carbonate by Small Angle X-Ray Scattering. Relation with Antiwear Properties. Tribol. Trans. Bd. 42 (1999) Nr. 2, S. 296-302.

[99] DETERS, L.: Reibung, Verschleiß und Schmierung. In: STEINHILPER, W.; SAUER, B. (Hrsg.): Konstruktionselemente des Maschinenbaus 2. 7. Auflage. Berlin: Springer, 2012, S. 1-68.

[100] DEVECCHIO, D.; BHUSHAN, B.: Use of a Nanoscale Kelvin Probe for Detecting Wear Precursors. Rev. Sci. Instrum. Bd. 69 (1998) Nr. 10, S. 3618-3624.

[101] DICKERT, J. J.; ROWE, C. N.: Thermal Decomposition of Metal O, O-Dialkyl Phosphorodithioates. J. Org. Chem. Bd. 32 (1967) Nr. 3, S. 647-653.

[102] DOGUER, T.: Simulation von Wälzlagerschäden unter Berücksichtigung variabler Betriebsbedingungen. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2013.

[103] DONG, J.; MIGDAL, C. A.: Antioxidants. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 3-50.

[104] DONG, J.; VAN DE VOORT, F. R.; YAYLAYAN, V.; ISMAIL, A. A.; PINCHUK, D.; BRAZEAU., A.: A New Approach to the Determination of Moisture in Hydrocarbon Lubricating Oils by Mid-FTIR Spectroscopy. Lubr. Eng. Bd. 56 (2000) Nr. 11, S. 30-38.

[105] DONNET, C.; MARTIN, J.-M.: Problem-Solving Methods in Tribology with Surface-Specific Techniques. In: RIVIERE, J. C.; MYHRA, S. (Hrsg.): Handbook of Surface and Interface Analysis. Methods for Problem-Solving. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 351-388.

[106] DOWSON, D.: History of Tribology. 2. Auflage. New York: Wiley, 1999.

[107] DOWSON, D.: Paper 10: Elastohydrodynamics. Proc. Inst. Mech. Eng. Bd. 182 (1967) Nr. 1, S. 151-167.

[108] DOWSON, D.; HIGGINSON, G. R.: Elasto-Hydrodynamic Lubrication. The Fundamentals of Roller and Gear Lubrication. Oxford: Pergamon, 1966.

[109] EMANUEL, N. M.; MAIZUS, Z. K.; SKIBIDA, I. P.: Katalytische Wirkung von Übergangsmetallverbindungen bei der Flüssigphasen-Oxidation von Kohlenwasserstoffen. Angew. Chem. Bd. 81 (1969) Nr. 3, S. 91-101.

[110] ENDO, T.; DONG, D.; IMAI, Y.; YAMAMOTO, Y.: Study on Rolling Contact Fatigue in Hydrogen Atmosphere-Improvement of Rolling Contact Fatigue Life by Formation of Surface Film. Tribol. Interface Eng. Ser. Bd. 48 (2005), S. 343-350.

[111] ERDMAN, J. M.; KERKMAN, R. J.; SCHLEGEL, D. W.; SKIBINSKI, G. L.: Effect of PWM Inverters on AC Motor Bearing Currents and Shaft Voltages. IEEE Trans. Ind. Appl. Bd. 32 (1996) Nr. 2, S. 250-259.

[112] ERRICHELLO, R.: Microstructural Alterations in Hertzian Fatigue. URL:http://www.nrel.gov/wind/pdfs/day2_sessioniii_3a_geartech_errichello.pdf. Abgerufen am: 08.09.2015.

[113] ERRICHELLO, R.; BUDNY, R.; ECKERT, R.: Investigations of Bearing Failures Associated with White Etching Areas (WEAs) in Wind Turbine Gearboxes. Tribol. Trans. Bd. 56 (2013) Nr. 6, S. 1069-1076.

[114] EVANS, M. H.: An Updated Review: White Etching Cracks (WECs) and Axial Cracks in Wind Turbine Gearbox Bearings. Mater. Sci. Technol. Bd. 32 (2016) Nr. 11, S. 1133-1169.

[115] EVANS, M. H.: White Structure Flaking (WSF) in Wind Turbine Gearbox Bearings: Effects of 'Butterflies' and White Etching Cracks (WECs). Mater. Sci. Technol. Bd. 28 (2012) Nr. 1, S. 3-22.

[116] EVANS, M. H.: White Structure Flaking in Bearings Under Rolling Contact Fatigue. Dissertation, University of Southampton, 2013.

[117] EVANS, M. H.; RICHARDSON, A. D.; WANG, L.; WOOD, R. J. K.: Effect of Hydrogen on Butterfly and White Etching Crack (WEC) Formation Under Rolling Contact Fatigue (RCF). Wear Bd. 306 (2013) Nr. 1, S. 226-241.

[118] EVANS, M. H.; RICHARDSON, A. D.; WANG, L.; WOOD, R. J. K.: Serial Sectioning Investigation of Butterfly and White Etching Crack (WEC) Formation in Wind Turbine Gearbox Bearings. Wear Bd. 302 (2013) Nr. 1, S. 1573-1582.

[119] EVANS, M. H.; RICHARDSON, A. D.; WANG, L.; WOOD, R. J. K.; ANDERSON, W. B.: Confirming Subsurface Initiation at Non-Metallic Inclusions as One Mechanism for White Etching Crack (WEC) Formation. Tribol. Int. Bd. 75 (2014) Nr. July 2014, S. 87-97.

[120] EVANS, M. H.; WALKER, J. C.; MA, C.; WANG, L.; WOOD, R. J. K.: A FIB/TEM Study of Butterfly Crack Formation and White Etching Area (WEA) Microstructural Changes Under Rolling Contact Fatigue in 100Cr6 Bearing Steel. Mater. Sci. Eng., A Bd. 570 (2013) Nr. May 2013, S. 127-134.

[121] EVANS, M. H.; WANG, L.; WOOD, R. J. K.: Formation Mechanisms of White Etching Cracks and White Etching Area Under Rolling Contact Fatigue. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 228 (2014) Nr. 10, S. 1047-1062.

[122] FAG, Firmendruckschrift: Rolling Bearing Lubrication. WL81 115/4 EA, 2002.

[123] FAG, Firmendruckschrift: Stromisolierende Lager. TPI 206, 2002.

[124] FAG, Firmendruckschrift: Wälzlagerschäden, Schadenserkennung und Begutachtung gelaufener Wälzlager. WL 82 102/2 DA, 2013.

[125] FAG, Firmendruckschrift: Werkstoff und Wärmebehandlung - entscheidend für die Leistungsfähigkeit der Wälzlager. WL 40205, 1991.

[126] FERRARI, E. S.; ROBERTS, K. J.; SANSONE, M.; ADAMS, D.: A Multi-Edge X-Ray Absorption Spectroscopy Study of the Reactivity of Zinc Dialkyldithiophosphates Anti-Wear Additives: 2. In Situ Studies of Steel/Oil Interfaces. Wear Bd. 236 (1999) Nr. 1, S. 259-275.

[127] FOORD, C. A.; HAMMANN, W. C.; CAMERON, A.: Evaluation of Lubricants Using Optical Elastohydrodynamics. ASLE Trans. Bd. 11 (1968) Nr. 1, S. 31-43.

[128] FORD, J. F.: Lubricating Oil Additives – A Chemist's Eye View. J. Inst. Petrol. Bd. 54 (1968) Nr. July 1968, S. 188-210.

[129] FOX, M. F.; PAWLAK, Z.; PICKEN, D. J.: Inverse Micelles and Solubilization of Proton Donors in Hydrocarbon Formulations. Tribol. Int. Bd. 24 (1991) Nr. 6, S. 341-349.

[130] FRANKE, J.; HOLWEGER, W.; SURBORG, H.; BLASS, T.; FAHL, J.; ELFRATH, T.; MERK, D.: Influence of Tribolayer on Rolling Bearing Fatigue Performed on a FE8 Test Rig. TAE 19th International Colloquium Tribology. 21.01-23.01.2014, Ostfildern. Ostfildern: Technische Akademie Esslingen, 2014.

[131] FREULER, H. C.: Modified Lubricating Oil. Patent, Vereinigte Staaten, US 2364283 A, 1944.

[132] FRIEDRICH, A.: Motorausfälle durch Lagerströme. A&D Newsletter, Nr. 03/2004, S. 34-36.

[133] FUJITA, H.; GLOVNEA, R. P.; SPIKES, H. A.: Study of Zinc Dialkydithiophosphate Antiwear Film Formation and Removal Processes, Part I: Experimental. Tribol. Trans. Bd. 48 (2005) Nr. 4, S. 558-566.

[134] FUJITA, H.; SPIKES, H. A.: The Formation of Zinc Dithiophosphate Antiwear Films. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 218 (2004) Nr. 4, S. 265-278.

[135] FUJITA, H.; SPIKES, H. A.: Study of Zinc Dialkyldithiophosphate Antiwear Film Formation and Removal Processes, Part II: Kinetic Model. Tribol. Trans. Bd. 48 (2005) Nr. 4, S. 567-575.

[136] FUJITA, S.; MITAMURA, N.; MURAKAMI, Y.: Research of New Factors Affecting Rolling Contact Fatigue Life. World Tribology Congress III. 12.09-16.09.2005, Washington, D.C. New York: ASME, 2005, S. 73-74.

[137] FUJITA, S.; UCHIDA, H.; TANAKA, S.: Long-Life Materials Countering White Structure Flaking. NSK Technical Journal Motion & Control, Nr. 19 (2006), S. 20-26.

[138] FULLER, M.; YIN, Z.; KASRAI, M.; BANCROFT, G. M.; YAMAGUCHI, E. S.; RYASON, P. R.; WILLERMET, P. A.; TAN, K. H.: Chemical Characterization of Tribochemical and Thermal Films Generated from Neutral and Basic ZDDPs Using X-Ray Absorption Spectroscopy. Tribol. Int. Bd. 30 (1997) Nr. 4, S. 305-315.

[139] FURUMURA, K.; MURAKAMI, Y.; ABE, T.: The Development of Bearing Steels for Long Life Rolling Bearings under Clean Lubrication and Contaminated Lubrication. In: HOO, J. J. C. (Hrsg.): Creative Use of Bearing Steels. Philadelphia: ASTM, 1993, S. 199-199.

[140] GALSWORTHY, J.; HAMMOND, S.; HONE, D.: Oil-Soluble Colloidal Additives. Curr. Opin. Colloid Interface Sci. Bd. 5 (2000) Nr. 5–6, S. 274-279.

[141] GATZEN, M.: Wälzlagerschmierung mit polymerhaltigen Fetten. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2010.

[142] GEGNER, J.: Tribological Aspects of Rolling Bearing Failures. In: KUO, C.-H. (Hrsg.): Tribology - Lubricants and Lubrication. Rijeka: InTech, 2011, S. 33-94. URL: http://www.intechopen.com/books/tribology-fundamentals-and-advancements/lubrication-and- lubricants.

[143] GEGNER, J.; NIERLICH, W.: Comparison of the Microstructural Changes and X-ray Diffraction Peak Width Decrease during Rolling Contact Fatigue in Martensitic Microstructures. In: BESWICK, J. M. (Hrsg.): Bearing Steel Technologies: 9th Volume, Advances in Rolling Contact Fatigue Strength Testing and Related Substitute Technologies. West Conshohocken: ASTM International, 2012, S. 303-328.

[144] GEGNER, J.; NIERLICH, W.: The Bearing Axial Cracks Root Cause Hypothesis of Frictional Surface Crack Initiation and Corrosion Fatigue-Driven Crack Growth. URL: http://www.nrel.gov/wind/pdfs/day2_sessioniv_2_skf_gegner.pdf. Abgerufen am: 05.10.2015.

[145] GEGNER, J.; NIERLICH, W.: Hydrogen Accelerated Classical Rolling Contact Fatigue and Evaluation of the Residual Stress Response. Mater. Sci. Forum Bd. 681 (2011), S. 249-254.

[146] GEGNER, J.; NIERLICH, W.: Mechanical and Tribochemical Mechanisms of Mixed Friction Induced Surface failures of Rolling Bearings and Modeling Competing Shear and Tensile Stress Controlled Damage Initiation. Tribol. Schmierungstechnik Bd. 58 (2011) Nr. 1, S. 10-21.

[147] GEGNER, J.; NIERLICH, W.: Service Loading Analysis of Wind Turbine Gearbox Rolling Bearings Based on X-Ray Diffraction Residual Stress Measurements. Mater. Sci. Forum Bd. 768 (2014), S. 723-732.

[148] GEMEINDER, Y.; SCHUSTER, M.; RADNAI, B.; SAUER, B.; BINDER, A.: Calculation and Validation of a Bearing Impedance Model for Ball Bearings and the Influence on EDM- Currents. Proceedings - 2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM). 02.09.-05.09.2014, Berlin. Piscataway: IEEE, 2014, S. 1804-1810.

[149] GEORGES, J. M.; MARTIN, J. M.; MATHIA, T.; KAPSA, P.; MEILLE, G.; MONTES, H.: Mechanism of Boundary Lubrication With Zinc Dithiophosphate. Wear Bd. 53 (1979) Nr. 1, S. 9-34.

[150] Gesellschaft für Tribologie e. V.: GfT Arbeitsblatt 7 - Tribologie. Verschleiß, Reibung Definitionen, Begriffe, Prüfung. URL: http://gft-ev.de/wp-content/uploads/2014/07/2002_AB_7_Tribolgie.pdf. Abgerufen am: 22.01.2016.

[151] Gesellschaft für Tribologie e. V.: Was ist Tribologie? URL: http://gft-ev.de/?page_id=60. Abgerufen am: 16.08.2015.

[152] GIASSON, S.; PALERMO, T.; BUFFETEAU, T.; DESBAT, B.; TURLET, J. M.: Study of Boundary Film Formation with Overbased Calcium Sulfonate by PM-IRRAS Spectroscopy. Thin Solid Films Bd. 252 (1994) Nr. 2, S. 111-119.

[153] GLEß, M.: Wälzkontaktermüdung bei Mischreibung. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2009.

[154] GLOR, M.; THURNHERR, P.: Zündgefahren durch elektrostatische Aufladungen in der Prozessindustrie. URL: http://www.thuba.com/display.cfm/id/102742/disp_type/display/filename/elektrostatik_d_sept12.pdf. Abgerufen am: 18.05.2016.

[155] GLOVNEA, R.; FURTUNA, M.; NAGATA, Y.; SUGIMURA, J.: Electrical Methods for the Evaluation of Lubrication in Elastohydrodynamic Contacts. Tribology Online Bd. 7 (2012) Nr. 1, S. 46-53.

[156] GOCH, G.; KNAPP, W.; HÄRTIG, F.: Precision Engineering for Wind Energy Systems. CIRP Annals-Manufacturing Technology Bd. 61 (2012) Nr. 2, S. 611-634.

[157] GOHAR, R.: Elastohydrodynamics. 2. Auflage. London: Imperial College Press, 2001.

[158] GOULD, B.; GRECO, A.: The Influence of Sliding and Contact Severity on the Generation of White Etching Cracks. Tribol. Lett. Bd. 60 (2015) Nr. 2, S. 1-13.

[159] GOULD, B.; GRECO, A.: Investigating the Process of White Etching Crack Initiation in Bearing Steel. Tribology Letters Bd. 62 (2016) Nr. 2, S. 26.

[160] GRABULOV, A.: Fundamentals of Rolling Contact Fatigue. Dissertation, Delft University of Technology, 2010.

[161] GRABULOV, A.; PETROV, R.; ZANDBERGEN, H. W.: EBSD Investigation of the Crack Initiation and TEM/FIB Analyses of the Microstructural Changes Around the Cracks Formed Under Rolling Contact Fatigue (RCF). Int. J. Fatigue Bd. 32 (2010) Nr. 3, S. 576-583.

[162] GRABULOV, A.; ZIESE, U.; ZANDBERGEN, H. W.: TEM/SEM Investigation of Microstructural Changes Within the White Etching Area Under Rolling Contact Fatigue and 3-D Crack Reconstruction by Focused Ion Beam. Scr. Mater. Bd. 57 (2007) Nr. 7, S. 635-638.

[163] GRAHAM, J. F.; MCCAGUE, C.; NORTON, P. R.: Topography and Nanomechanical Properties of Tribochemical Films Derived from Zinc Dialkyl and Diaryl Dithiophosphates. Tribol. Lett. Bd. 6 (1999) Nr. 3-4, S. 149-157.

[164] GREBE, M.; FEINLE, P.: Reibwertuntersuchungen an Motorölen im Mikrotribometer. URL: http://www.cetr.com/Brochures/Tribology/Grebe_Motorenolen_Mikrotribom.pdf.
Abgerufen am: 01.03.2016.

[165] GRECO, A.; SHENG, S.; KELLER, J.; ERDEMIR, A.: Material Wear and Fatigue in Wind Turbine Systems. Wear Bd. 302 (2013) Nr. 1, S. 1583-1591.

[166] GREMLICH, H.-U.: Infrared and Raman Spectroscopy. In: BELLUSSI, G. et al. (Hrsg.): Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry. Weinheim: Wiley-VCH, 2012, S. 177-220.

[167] GROSSIORD, C.; MARTIN, J. M.; LE MOGNE, T.; PALERMO, T.: UHV Friction of Tribofilms Derived from Metal Dithiophosphates. Tribol. Lett. Bd. 6 (1999) Nr. 3-4, S. 171-179.

[168] GRUBIN, A. N.; VINOGRADOVA, I. E.: Fundamentals of the Hydrodynamic Theory of Lubrication of Heavily Loaded Cylindrical Surfaces. In: KETOVA, K. F. (Hrsg.): Investigations of the Contact Machine Components. Moskau: TsNIITMASh, (D.S.I.R., London, Translation 37), 1949, S. 115-166.

[169] GSCHWENDER, L. J.; KRAMER, D. C.; LOK, B. K.; SHARMA, S. K.; SNYDER JR, C. E.; SZTENDEROWICZ, M. L.; BHUSHAN, B.: Liquid Lubricants and Lubrication. In: BHUSHAN, B. (Hrsg.): Modern Tribology Handbook. Boca Raton: CRC Press, 2001, S. 361-382.

[170] GÜNZLER, H.; GREMLICH, H. U.: IR-Spektroskopie. Eine Einführung. 4. Auflage. Weinheim: Wiley-VCH, 2003.

[171] GUO, F.: On the Theory of Thermal Elastohydrodynamic Lubrication at High Slide-Roll Ratios - Line Contact Solution. J. Tribol. Bd. 123 (2000) Nr.1, S. 816-821.

[172] HABIG, K. H.: Tribologie. In: GROTE, K.-H.; FELDHUSEN, J. (Hrsg.): Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenbau. 23. Auflage. Berlin: Springer, 2011, S. E86-E93.

[173] HACKLÄNDER, A.: Elektrostatische Entladungen in Hydraulikölen und Schmierstoffen. ÖlChecker, Nr. 01/2012, S. 6-7.

[174] HAIN, S.: Stromisolierte Wälzlager. Maßnahmen gegen Elektroerosion. Konstruktion, Nr. S1/2006, S. 2-5.

[175] HALME, J.; ANDERSSON, P.: Rolling Contact Fatigue and Wear Fundamentals for Rolling Bearing Diagnostics - State of the Art. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 224 (2010) Nr. 4, S. 377-393.

[176] HAMADA, H.; MATSUBARA, Y.: The Influence of Hydrogen on Tension-Compression and Rolling Contact Fatigue Properties of Bearing Steel. NTN Technical Review, Nr. 74 (2006), S. 54-61.

[177] HAMANN, W.: Die Wechselwirkung von Schmierstoffen mit Metallen Schmiertechnik und Tribologie Bd. 28 (1981) Nr. 2, S. 47-49.

[178] HAMBLIN, P. C.; KRISTEN, U.; CHASAN, D.: Ashless Antioxidants, Copper deactivators and Corrosion Inhibitors: their use in lubricating oils. Lubr. Sci. Bd. 2 (1990) Nr. 4, S. 287-318.

[179] HAMROCK, B. J.: Fundamentals of Fluid Film Lubrication. Mechanical Engineering Nr. 169. New York: McGraw-Hill, 1994.

[180] HAMROCK, B. J.; DOWSON, D.: Isothermal Elastohydrodynamic Lubrication of Point Contacts: Part III - Fully Flooded Results. J. Tribol. Bd. 99 (1977) Nr. 2, S. 264-275.

[181] HAN, N.; SHUI, L.; LIU, W.; XUE, Q.; SUN, Y.: Study of the Lubrication Mechanism of Overbased Ca Sulfonate on Additives Containing S or P. Tribol. Lett. Bd. 14 (2003) Nr. 4, S. 269-274.

[182] HARADA, H.; MIKAMI, T.; SHIBATA, M.; SOKAI, D.; YAMAMOTO, A.; TSUBAKINO, H.: Microstructural Changes and Crack Initiation with White Etching Area Formation under Rolling/Sliding Contact in Bearing Steel. ISIJ Int. Bd. 45 (2005) Nr. 12, S. 1897-1902.

[183] HARRIS, T. A.; KOTZALAS, M. N.: Advanced Concepts of Bearing Technology. Rolling Bearing Analysis. 5. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2006.

[184] HARRISON, P. G.; BROWN, P.: External Reflection FTIR, 31P MAS NMR and SEM Study of the Thermal Decomposition of Zinc (II) Bis(O,O'-Dialkyldithiophosphates) on 316 Stainless Steel. Wear Bd. 148 (1991) Nr. 1, S. 123-134.

[185] HARVEY, T. J.; WOOD, R. J. K.; DENUAULT, G.; POWRIE, H. E. G.: Effect of Oil Quality on Electrostatic Charge Generation and Transport. J. Electrost. Bd. 55 (2002) Nr. 1, S. 1-23.

[186] HARVEY, T. J.; WOOD, R. J. K.; DENUAULT, G.; POWRIE, H. E. G.: Investigation of Electrostatic Charging Mechanisms in Oil Lubricated Tribo-Contacts. Tribol. Int. Bd. 35 (2002) Nr. 9, S. 605-614.

[187] HASTIE, G. P.; ROBERTS, K. J.; ADAMS, D.; FISCHER, D.; MEITZNER, G.: Investigating the Structural Chemistry at the Interface Formed Between Zinc Dialkyldithiophosphate (ZDDP) and Mild Steel Using Ultra-Soft X-Ray Absorption Spectroscopy. Jpn. J. Appl. Phys. Bd. 32 (1993) Nr. S2, S. 407.

[188] HAU, E.: Windkraftanlagen. Grundlagen. Technik, Einsatz, Wirtschaftlichkeit. 4. Auflage. Berlin: Springer, 2008.

[189] HAUS, O.: Wellenspannungen und Lagerströme, ihre Ursache, Wirkung und Abhilfemaßnahmen. ETZ-A Bd. 85 (1964), S. 106-112.

[190] HAUSBERG, V.; SEINSCH, H. O.: Schutzmaßnahmen gegen Lagerschäden umrichtergespeister Motoren. Electr. Eng. Bd. 82 (2000) Nr. 6, S. 339-345.

[191] HAUSBERG, V.; SEINSCH, H. O.: Wellenspannungen und zirkulierende Lagerströme bei umrichtergespeisten Induktionsmaschinen. Electr. Eng. Bd. 82 (2000) Nr. 6, S. 313-326.

[192] HEEGE, A.; HEMMELMANN, J.; BASTARD, L.; SANCHEZ, J. L.; LENS, L.; OMICIUOLO, M.: Matching Experimental and Numerical Data of Dynamic Wind Turbine Loads by Modelling of Defects. Proceedings of EWEC 2009. 16.03.-19.03.2009, Marseille. Brüssel: EWEA, 2009, S. 16-19.

[193] HEEMSKERK, R.: EHD Lubrication in Rolling Bearings, Review of Theory and Influence on Fatigue Life. Tribol. Lubr. Bd. 4 (1980), S. 37.

[194] HENGERER, F.: Wälzlagerstahl 100Cr6 - ein Jahrhundert Werkstoffentwicklung. HTM, Haerterei-Tech. Mitt. Bd. 57 (2002) Nr. 3, S. 144-155.

[195] HERTZ, H.: Über die Berührung fester elastischer Körper. J. Reine Angew. Math. Bd. 92 (1881), S. 156-171.

[196] HESSE, M.; MEIER, H.; ZEEH, B.: Spektroskopische Methoden in der organischen Chemie. 7. Auflage. Stuttgart: Thieme, 2005.

[197] HIRAOKA, K.; FUJIMATSU, T.; TSUNEKAGE, N.; YAMAMOTO, A.: Generation Process Observation of Micro-Structural Change in Rolling Contact Fatigue by Hydrogen-Charged Specimens. J. Jpn. Soc. Tribol. Bd. 52 (2007) Nr. 12, S. 888-895.

[198] HOLM, R.: Electric Contacts Handbook. 3. Auflage. Berlin: Springer, 1958.

[199] HOLWEGER, W.: White Etching Crack Root Causes and Solutions. URL: https://anl.app.box.com/s/aaar9s04rubgb57ihyuty2e04rpchzg6. Abgerufen am: 02.07.2016.

[200] HOLWEGER, W.: Influence on Bearing Life by New Material Phenomena. URL: http:// www.nrel.gov/wind/pdfs/day2_sessioniv_4_schaeffler_holweger.pdf. Abgerufen am: 28.08.2015.

[201] HOLWEGER, W.; LOOS, J.: Beeinflußung der Wälzlagerlebensdauer durch neue Werkstoffphänomene in Speziellen Anwendungen. Antriebstechnisches Kolloquium ATK 2011. Heavy Drive Train Conference. 29.03.-30.03.2011, Aachen. Aachen: Apprimus, 2011, S. 223-238.

[202] HOLWEGER, W.; WOLF, M.; MERK, D.; BLASS, T.; GOSS, M.; LOOS, J.; BARTELDES, S.; JAKOVICS, A.: White Etching Crack Root Cause Investigations. Tribol. Trans. Bd. 58 (2015) Nr. 1, S. 59-69.

[203] HSU, S. M.; GATES, R. S.: Boundary Lubrication and Boundary Lubricating Films. In: BHUSHAN, B. (Hrsg.): Modern Tribology Handbook. Boca Raton: CRC Press, 2001, S. 455-492.

[204] HSU, S. M.; MUNRO, R.; SHEN, M. C.: Wear in Boundary Lubrication. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 216 (2002) Nr. 6, S. 427-441.

[205] HUCKNALL, D. J.: Selective Oxidation of Hydrocarbons. London: Academic Press, 1974.

[206] IMAI, Y.; ENDO, T.; DONG, D.; YAMAMOTO, Y.: Study on Rolling Contact Fatigue in Hydrogen Environment at a Contact Pressure Below Basic Static Load Capacity. Tribol. Trans. Bd. 53 (2010) Nr. 5, S. 764-770.

[207] INOUE, K.; WATANABE, H.: Interactions of Engine Oil Additives. ASLE Trans. Bd. 26 (1983) Nr. 2, S. 189-199.

[208] INOUE, K.; WATANABE, H.: Micelle Formation of Detergent-Dispersant Additives in Nonaqueous Solutions. J. Japan Petrol. Inst. Bd. 24 (1981) Nr. 2, S. 92-100.

[209] INOUE, K.; WATANABE, H.; NOSE, Y.: Infrared Study of Solubilization of Carboxylic Acid by Alkaline Earth Metal Salts of Dinonylnaphthalenesulfonic Acid in Hexane. J. Colloid Interface Sci. Bd. 94 (1983) Nr. 1, S. 229-236.

[210] IOANNIDES, E.; HARRIS, T.: A New Fatigue Life Model for Rolling Bearings. J. Tribol. Bd. 107 (1985) Nr. 3, S. 367-377.

[211] ISO, K.; YOKOUCHI, A.; TAKEMURA, H.: Research Work for Clarifying the Mechanism of White Structure Flaking and Extending the Life of Bearings. SAE Technical Paper, Nr. 2005-01-1868, 2005.

[212] JAHANMIR, S.: Wear Reduction and Surface Layer Formation by a ZDDP Additive. J. Tribol. Bd. 109 (1987) Nr. 4, S. 577-586.

[213] JONES, A. B.: Metallographic Observations of Ball Bearing Fatigue Phenomena. In: UPHAM, W. et al. (Hrsg.): Symposium on Testing of Bearings. Philadelphia: ASTM, 1947, S. 35-48.

[214] JUILFS, G. G.: Das Diffusionsverhalten von Wasserstoff in einem niedriglegierten Stahl unter Berücksichtigung des Verformungsgrades und der Deckschichtbildung in alkalische Medien. Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2000.

[215] KANETA, M.; CAMERON, A.: Effects of Asperities in Elastohydrodynamic Lubrication. J. Tribol. Bd. 102 (1980) Nr. 3, S. 374-378.

[216] KANG, Y. S.; EVANS, R. D.; DOLL, G. L.: Roller-Raceway Slip Simulations of Wind Turbine Gearbox Bearings Using Dynamic Bearing Model. STLE/ASME 2010 International Joint Tribology Conference. 17.10.-20.10.2010, San Francisco. New York: ASME, 2010, S. 407-409.

[217] KAPSA, P.; MARTIN, J. M.; BLANC, C.; GEORGES, J. M.: Antiwear Mechanism of ZDDP in the Presence of Calcium Sulfonate Detergent. J. Lubr. Technol. Bd. 103 (1981) Nr. 4, S. 486-494.

[218] KARBACHER, R.: Einfluss unterschiedlicher Additive auf die Lebensdauer von Wälzlagern bei EHD- und Mischreibungsbedingungen. TAE 12th International Colloquium Tribology. 11.01.-13.01.2000, Ostfildern. Ostfildern: Technische Akademie Esslingen, 2000.

[219] KASAI, T.; FU, X. Y.; RIGNEY, D. A.; ZHARIN, A. L.: Applications of a Non-Contacting Kelvin Probe During Sliding. Wear Bd. 225–229, Part 2 (1999) Nr. April 1999, S. 1186-1204.

[220] KASRAI, M.; FULLER, M. S.; BANCROFT, G. M.; RYASON, P. R.: X-Ray Absorption Study of the Effect of Calcium Sulfonate on Antiwear Film Formation Generated from Neutral and Basic ZDDPs: Part 1 - Phosphorus Species. Tribol. Trans. Bd. 46 (2003) Nr. 4, S. 534-542.

[221] KASRAI, M.; FULLER, M. S.; BANCROFT, G. M.; YAMAGUCHI, E. S.; RYASON, P. R.: X-Ray Absorption Study of the Effect of Calcium Sulfonate on Antiwear Film Formation Generated from Neutral and Basic ZDDPs: Part 2 - Sulfur Species. Tribol. Trans. Bd. 46 (2003) Nr. 4, S. 543-549.

[222] KASRAI, M.; VASIGA, M.; SUOMINEN FULLER, M.; BANCROFT, G. M.; FYFE, K.: Study of the Effects of Ca Sulfonate on Antiwear Film Formation by X-Ray Absorption Spectroscopy Using Synchrotron Radiation. J. Synchrotron Radiat. Bd. 6 (1999) Nr. 3, S. 719-721.

[223] KAUFMAN, S.; SINGLETERRY, C. R.: Micelle Formation by Sulfonates in a Nonpolar Solvent. J. Colloid Sci. Bd. 10 (1955) Nr. 2, S. 139-150.

[224] KAWAMURA, T.; MIKAMI, H.: Development of NA103A Long-Life Grease for Automotive Components. NTN Technical Review, Nr. 75 (2007), S. 116-123.

[225] KENBECK, D.; BUNEMANN, T. F.: Organic Friction Modifiers. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 195-210.

[226] KEPPLE, R. K.; JOHNSON, M. F.: Effect of Rear Axle Lubricants on the Fatigue Life of Tapered Roller Bearings. SAE Technical Paper, Nr. 760329, 1976.

[227] KINKER, B. G.: Polymethacrylate Viscosity Modifiers and Pour Point Depressants. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 315-337.

[228] KINO, N.; OTANI, K.: The Influence of Hydrogen on Rolling Contact Fatigue Life and its Improvement. JSAE Rev. Bd. 24 (2003) Nr. 3, S. 289-294.

[229] KOHARA, M.; KAWAMURA, T.; EGAMI, M.: Study on Mechanism of Hydrogen Generation from Lubricants. Tribol. Trans. Bd. 49 (2006) Nr. 1, S. 53-60.

[230] KOHAUT, A.: Riffelbildung in Wälzlagern infolge elektrischer Korrosion. Z. angew. Physik Bd. 1 (1948) Nr. 5, S. 197-211.

[231] KOJI, K.; KOSHI, A.: Wear Mechanisms. In: BHUSHAN, B. (Hrsg.): Modern Tribology Handbook. Boca Raton: CRC Press, 2001, S. 273-300.

[232] KORCEK, S.; JENSEN, R. K.: Relation Between Base Oil Composition and Oxidation Stability at Increased Temperatures. ASLE Trans. Bd. 19 (1976) Nr. 2, S. 83-94.

[233] KOTZALAS, M. N.; DOLL, G. L.: Tribological Advancements for Reliable Wind Turbine Performance. Philos. Trans. R. Soc., A Bd. 368 (2010) Nr. 1929, S. 4829-4850.

[234] KRAGELSKI, I. W.; DOBCYN, M. N.; KOMBALOV, V. S.: Grundlagen der Berechnung von Reibung und Verschleiß. München: Hanser, 1983.

[235] KRAUSE, H.; POLL, G.: Mechanik der Festkörperreibung. Düsseldorf: VDI, 1980.

[236] KREIL, O.: Forschungsvorhaben Nr. 418. Viskositätsverhältnis Kappa: Bestimmung des Viskositätsverhältnisses Kappa in Wälzlagern. Forschungsvereinigung Antriebstechnik, Nr. 812, 2007.

[237] KRIESE, M.; WITTEK, E.; GATTERMANN, S.; TISCHMACHER, H.; POLL, G.; PONICK, B.: Influence of Bearing Currents on the Bearing Lifetime for Converter Driven Machines. 20th International Conference on Electrical Machines (ICEM). 02.10.-05.10.2012, Marseille. Piscataway: IEEE, 2012, S. 1735-1739.

[238] KRUHÖFFER, W.; LOOS, J.: WEC Formation in Rolling Bearings under Mixed Friction: Influences and "Friction Energy Accumulation" as Indicator. Bd. 60 (2017) Nr. 3, S. 516-529

[239] KUBO, T.; FUJIWARA, S.; NANAO, H.; MINAMI, I.; MORI, S.: Boundary Film Formation from Overbased Calcium Sulfonate Additives During Running-In Process of Steel–DLC Contact. Wear Bd. 265 (2008) Nr. 3–4, S. 461-467.

[240] KUFFEL, J.; ZAENGL, W. S.; KUFFEL, E.: High Voltage Engineering: Fundamentals. 2. Auflage. Oxford: Newnes, 2000.

[241] KURE, G.; PALMETSHOFER, W.: Stromisolierte Wälzlager. Evolution (SKF), Nr. 3/1996, S. 22-24.

[242] LAMBERT, J. B.; GRONERT, S.; SHURVELL, H. F.; LIGHTNER, D. A.: Spektroskopie. Strukturaufklärung in der Organischen Chemie. 2. Auflage. München: Pearson, 2012.

[243] LARKIN, P. J.: Infrared and Raman Spectroscopy. Principles and Spectral Interpretation. Boston: Elsevier, 2011.

[244] LEWIS, M. W. J.; TOMKINS, B.: A Fracture Mechanics Interpretation of Rolling Bearing Fatigue. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 226 (2012) Nr. 5, S. 389-405.

[245] LIPINSKY, D.; WITTEK, E.; MUHRMANN, C.; ARLINGHAUS, H. F.; POLL, G.: Oberflächenanalyse der im Betrieb mit Fuel Economy Ölen gebildeten Grenzschichten mit der Flugzeitsekundärionenmassenspektrometrie. 55. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 22.09.-24.09.2014, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2014, S. 55/1-55/12.

[246] LOCKWOOD, F. E.; CHRISTODOULOU, L.; LANGAN, T. J.: Antifatigue Additives. TAE 5th International Colloquium Tribology. 14.01.-16.01.1986, Ostfildern. Ostfildern: Technische Akademie Esslingen, 1986.

[247] LOOS, J.: Einfluss der Reibbeanspruchung auf die WEC-Bildung in Wälzlagern. 55. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 22.09.-24.09.2014, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2014, S. 23/1-23/13.

[248] LOOS, J.; BLASS, T.; FRANKE, J.; KRUHÖFFER, W.; BERGMANN, I.: Einflüsse auf die WEC-Bildung in Wälzlagern. 11. VDI Fachtagung Gleit- und Wälzlagerungen 2015. 06.05.- 07.05.2015, Schweinfurt. Düsseldorf: VDI, 2015, S. 259-271.

[249] LOOS, J.; GOSS, M.: Einfluss hoher elektrischer Ströme auf die WEC-Bildung in Wälzlagern. 16. Antriebstechnisches Kolloquium ATK 2015. 03.03-04.03.2015, Aachen. Aachen: Institut für Maschinenelemente und Maschinengestaltung der RWTH Aachen, 2015.

[250] LOOS, J.; GOSS, M.; BERGMANN, I.: Einfluss von Strömen aus elektrostatischen Aufladungen auf die WEC-Bildung in Wälzlagern. 55. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 22.09.-24.09.2014, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2014, S. 07/10-7/13.

[251] LOOS, J.; KRUHÖFFER, W.; BREUTINGER, F.; RUPPRECHT, M.: Einfluss einer Axialschwingung und der Rauheit auf die WEC-Bildung in der Mischreibung. 56. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 21.09.-23.09.2015, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2015, S. 52/1-52/10.

[252] LU, R.; MINAMI, I.; NANAO, H.; MORI, S.: Investigation of Decomposition of Hydrocarbon Oil on the Nascent Surface of Steel. Tribol. Lett. Bd. 27 (2007) Nr. 1, S. 25-30.

[253] LU, R.; NANAO, H.; KOBAYASHI, K.; KUBO, T.; MORI, S.: Effect of Lubricant Additives on Tribochemical Decomposition of Hydrocarbon Oil on Nascent Steel Surfaces. J. Jpn. Pet. Inst. Bd. 53 (2010) Nr. 1, S. 55-60.

[254] LUCAS, S.: Übergangswiderstand als tribologische Kenngröße für den Schmierungszustand. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2011.

[255] LUDEMA, K. C.: Friction, Wear, Lubrication. A Textbook in Tribology. Boca Raton: CRC Press, 1996.

[256] LUND, T. B.; BESWICK, J.; DEAN, S. W.: Sub-Surface Initiated Rolling Contact Fatigue - Influence of Non-Metallic Inclusions, Processing History, and Operating Conditions. J. ASTM Int. Bd. 7 (2010) Nr. 5, S. 1-12.

[257] LUNDBERG, G.; PALMGREN, A.: Dynamic Capacity of Roller Bearing. Acta Polytechnica. Mechanical Engineering Series Nr. 3/4. Stockholm: Royal Swedish Academy of Engineering Sciences, 1947.

[258] LUYCKX, J.: Hammering Wear Impact Fatigue Hypothesis WEC/irWEA Failure Mode on Roller Bearings. URL: http://www.nrel.gov/wind/pdfs/day2_sessioniv_3_hansen_luyckx.pdf. Abgerufen am: 02.07.2015.

[259] LUYCKX, J.: White Etching Crack Failure Mode in Roller Bearings: From Observation via Analysis to Understanding and an Industrial Solution. In: TAKEUCHI, Y. R.; MANDLER, W. (Hrsg.): Rolling Element Bearings. West Conshohocken: ASTM International, 2012, S. 1-25.

[260] MAGDUN, O.; GEMEINDER, Y.; BINDER, A.: Investigation of Influence of Bearing Load and Bearing Temperature on EDM Bearing Currents. 2010 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE). 12.09.-16.09.2010, Atlanta. Piscataway: IEEE, 2010, S. 2733-2738.

[261] MANDAKOVIC, R.: Assessment of EP Additives for Water-Miscible Metalworking Fluids. J. Synth. Lubr. Bd. 16 (1999) Nr. 1, S. 13-26.

[262] MANG, T.: Lubricants and their Market. In: MANG, T.; DRESEL, W. (Hrsg.): Lubricants and Lubrication. 2. Auflage. Weinheim: Wiley-VCH, 2007, S. 1-6.

[263] MANG, T.: Lubricants in the Tribological System. In: MANG, T.; DRESEL, W. (Hrsg.): Lubricants and Lubrication. 2. Auflage. Weinheim: Wiley-VCH, 2007, S. 7-22.

[264] MANGOLINI, F.; ROSSI, A.; SPENCER, N. D.: In Situ Attenuated Total Reflection (ATR/FT-IR) Tribometry: A Powerful Tool for Investigating Tribochemistry at the Lubricant–Substrate Interface. Tribol. Lett. Bd. 45 (2012) Nr. 1, S. 207-218.

[265] MANNAN, S.: Lees′ loss. Prevention in the Process Industries. Hazard Identification, Assessment and Control. 3. Auflage. Amsterdam: Elsevier, 2005.

[266] MANSOT, J. L.; MARTIN, J. M.: Reverse Micelles and Encapsulated Nanoparticle Approaches. In: MARTIN, J. M.; NOBUO, O. (Hrsg.): Nanolubricants. Chichester: Wiley, 2008, S. 149-173.

[267] MARQUART, M.; SCHÜRMANN, T.; BRAUN, J.; SEYFERT, C.: Einfluss von Schmierstoffen auf die Bildung von WEC. 57. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 26.09.-28.09.2016, Göttingen. Gesellschaft für Tribologie e.V., 2016, S. 13/1-13/9

[268] MARTIN, J. A.; BORGESE, S. F.; EBERHARDT, A. D.: Microstructural Alterations of Rolling Bearing Steel Undergoing Cyclic Stressing. J. Fluids Eng. Bd. 88 (1966) Nr. 3, S. 555-565.

[269] MARTIN, J. M.: Antiwear Mechanisms of Zinc Dithiophosphate: A Chemical Hardness Approach. Tribol. Lett. Bd. 6 (1999) Nr. 1, S. 1-8.

[270] MARTIN, J. M.; BELIN, M.; MANSOT, J. L.; DEXPERT, H.; LAGARDE, P.: Friction-Induced Amorphization with ZDDP - An EXAFS Study. ASLE Trans. Bd. 29 (1986) Nr. 4, S. 523-531.

[271] MARTIN, J. M.; GROSSIORD, C.; LE MOGNE, T.; BEC, S.; TONCK, A.: The Two-Layer Structure of ZnDTP Tribofilms: Part I: AES, XPS and XANES Analyses. Tribol. Int. Bd. 34 (2001) Nr. 8, S. 523-530.

[272] MARTIN, J. M.; MANSOT, J. L.; BERBEZIER, I.; DEXPERT, H.: The Nature and Origin of Wear Particles from Boundary Lubrication with a Zinc Dialkyl Dithiophosphate. Wear Bd. 93 (1984) Nr. 2, S. 117-126.

[273] MASENELLI-VARLOT, K.; KASRAI, M.; BANCROFT, G. M.; DE STASIO, G.; GILBERT, B.; YAMAGUCHI, E. S.; RYASON, P. R.: Spatial Distribution of the Chemical Species Generated Under Rubbing from ZDDP and Dispersed Potassium Triborate. Tribol. Lett. Bd. 14 (2003) Nr. 3, S. 157-166.

[274] MASTIN, T. W.; NORMAN, G. R.; WEILMUENSTER, E. A.: Chemistry of the Aliphatic Esters of Thiophosphoric Acids. I. J. Am. Chem. Soc. Bd. 67 (1945) Nr. 10, S. 1662-1664.

[275] MATSUMOTO, Y.; MURAKAMI, Y.; OOHORI, M.: Rolling Contact Fatigue under Water infiltrated Lubrication. In: BESWICK, J. M. (Hrsg.): Bearing Steel Technology. West Conshohocken: ASTM International, 2002, S. 226-243.

[276] MCDONALD, R. A.: Zinc Dithiophosphates. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 51-62.

[277] MEHEUX, M.; MINFRAY, C.; VILLE, F.; MOGNE, T. L.; LUBRECHT, A. A.; MARTIN, J.-M.; LIEURADE, H.-P.; THOQUENNE, G.: Effect of Lubricant Additives in Rolling Contact Fatigue. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 224 (2010) Nr. 9, S. 947-955.

[278] METALWARRIORS: Wälzlager. URL: https://metallwarriors.wordpress. com/2015/04/26/5-4-2-2-walzlager/.
Abgerufen am: 03.02.2016.

[279] MEYER, C.: Reibung in hochbelasteten EHD-Wälzkontakten. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2010.

[280] MIKAMI, H.; KAWAMURA, T.: Influence of Electrical Current on Bearing Flaking Life. SAE Technical Paper, Nr. 2007-01-0113, 2007.

[281] MILLER, F. A.; WILKINS, C. H.: Infrared Spectra and Characteristic Frequencies of Inorganic Ions. Anal. Chem. Bd. 24 (1952) Nr. 8, S. 1253-1294.

[282] MOES, H.: Discusion on Paper D1 by D. Dowson. Proc. Instn. Mech. Engrs. Bd. 180 (1966), S. 244-245.

[283] MOHRENSTEIN-ERTEL, A.; LANG, O. R.: Die Berechnung der hydrodynamischen Schmierung gekrümmter Oberflächen unter hoher Belastung und Relativbewegung. Fortschrittberichte der VDI-Zeitschriften: Reihe 1, Konstruieren, Konstruktionstechnik Nr. 115. Düsseldorf: VDI, 1984.

[284] MOLINA, A.: Isolation and Chemical Characterization of a Zinc Dialkyldithiophosphate-Derived Antiwear Agent. ASLE Trans. Bd. 30 (1986) Nr. 4, S. 479-485.

[285] MÖLLER, U. J.; NASSAR, J.: Schmierstoffe im Betrieb. 2. Auflage. Berlin: Springer, 2002.

[286] MUETZE, A.: Thousands of Hits: On Inverter-Induced Bearing Currents, Related Work, and the Literature. Elektrotechnik und Informationstechnik Bd. 128 (2011) Nr. 11-12, S. 382-388.

[287] MUETZE, A.; BINDER, A.; VOGEL, H.; HERING, J.: What Can Bearings Bear? IEEE Ind. Appl. Mag. Bd. 12 (2006) Nr. 6, S. 57-64.

[288] MURCH, L. E.; WILSON, W. R. D.: A Thermal Elastohydrodynamic Inlet Zone Analysis. J. Tribol. Bd. 97 (1975) Nr. 2, S. 212-216.

[289] MÜTZE, A.: Bearing Currents in Inverter-Fed AC-Motors. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2004.

[290] NAIDU, S.; GRAHAM, E.; KLAUS, E.; DUDA, J.: Comparison of the Oxidation Products of Mineral Oil and Synthetic Ester Basestocks. 187th National ACS Meeting. 08.04.- 13.04.1984, St. Louis. Washington, D.C.: ACS, 1984, S. 1059-1064.

[291] NAIDU, S. K.; KLAUS, E. E.; DUDA, J. L.: Evaluation of Liquid Phase Oxidation Products of Ester and Mineral Oil Lubricants. Ind. Eng. Chem. Prod. Res. Dev. Bd. 23 (1984) Nr. 4, S. 613-619.

[292] NEDELCU, I.; PIRAS, E.; ROSSI, A.; PASARIBU, H. R.: XPS Analysis on the Influence of Water on the Evolution of Zinc Dialkyldithiophosphate–Derived Reaction Layer in Lubricated Rolling Contacts. Surf. Interface Anal. Bd. 44 (2012) Nr. 8, S. 1219-1224.

[293] NÉLIAS, D.; DUMONT, M. L.; CHAMPIOT, F.; VINCENT, A.; GIRODIN, D.; FOUGERES, R.; FLAMAND, L.: Role of Inclusions, Surface Roughness and Operating Conditions on Rolling Contact Fatigue. J. Tribol. Bd. 121 (1999) Nr. 2, S. 240-251.

[294] NEVSHUPA, R. A.; DE SEGOVIA, J. L.; ROMAN, E.: Surface-Induced Reactions of Absorbed Hydrogen Under Mutual Mechanical Forces. Vacuum Bd. 80 (2005) Nr. 1, S. 241-246.

[295] NEWLANDS, C.; OLVER, A.; BRANDON, N.: Gaseous Evolution of Hydrogen from Hydrocarbon Oil and Grease Lubricated Contacts. Tribol. Ser. Bd. 41 (2003), S. 719-726.

[296] NICHOLLS, M. A.; DO, T.; NORTON, P. R.; BANCROFT, G. M.; KASRAI, M.; CAPEHART, T. W.; CHENG, Y.-T.; PERRY, T.: Chemical and Mechanical Properties of ZDDP Antiwear Films on Steel and Thermal Spray Coatings Studied by XANES Spectroscopy and Nanoindentation Techniques. Tribol. Lett. Bd. 15 (2003) Nr. 3, S. 241-248.

[297] NICHOLLS, M. A.; DO, T.; NORTON, P. R.; KASRAI, M.; BANCROFT, G. M.: Review of the Lubrication of Metallic Surfaces by Zinc Dialkyl-Dithiophosphates. Tribol. Int. Bd. 38 (2005) Nr. 1, S. 15-39.

[298] NIERLICH, W.; GEGNER, J.: Einführung der Normalspannungshypothese für Mischreibung im Wälz-Gleitkontakt. VDI Fachtagung Gleit- und Wälzlagerungen 2011. 24.05.- 25.05.2011, Schweinfurt. Düsseldorf: VDI, 2011, S. 277-290.

[299] NIERLICH, W.; VOLKMUTH, J.: Schaden und Schadensverhütung bei Wälzlagern. Teil I: Schadensformen. Antriebstechnik Bd. 40 (2001) Nr. 1, S. 48-51.

[300] NIXON, H. P.; ZANTOPULOS, H.: Lubricant Additives, Friend or Foe: What the Equipment Design Engineer Needs to Know. Lubr. Eng. Bd. 51 (1995) Nr. 10.

[301] OH, H. W.; WILLWERTH, A.: Shaft Grounding - A Solution to Motor Bearing Currents. ASHRAE Trans. Bd. 114 (2008) Nr. 2, S. 246-251.

[302] OLVER, A. V.: The Mechanism of Rolling Contact Fatigue: An Update. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 219 (2005) Nr. 5, S. 313-330.

[303] BRUKER OPTICS: Application Note AN # 57. Used Lubricating Oil Analysis by FTIR. URL: https://www.bruker.com/fileadmin/user_upload/8-PDF-Docs/OpticalSpectrospcopy/FT-IR/ALPHA/AN/AN57_Lubricating_Oil_Analysis_EN.pdf. Abgerufen am: 16.08.2015.

[304] ÖSTERLE, W.; ROOCH, H.; PYZALLA, A.; WANG, L.: Investigation of White Etching Layers on Rails by Optical Microscopy, Electron Microscopy, X-Ray and Synchrotron X-Ray Diffraction. Mater. Sci. Eng., A Bd. 303 (2001) Nr. 1, S. 150-157.

[305] ÖSTERLUND, R.; VINGSBO, O.; VINCENT, L.; GUIRALDENQ, P.: Butterflies in Fatigued Ball Bearings – Formation Mechanism and Structure. Scand. J. Metall. Bd. 11 (1982) Nr. 1, S. 23-32.

[306] PALACIOS, J. M.: Films Formed by Antiwear Additives and their Incidence in Wear and Scuffing. Wear Bd. 114 (1987) Nr. 1, S. 41-49.

[307] PAPKE, B. L.: Neutralization of Basic Oil-Soluble Calcium Sulfonates by Carboxylic Acids. Tribol. Trans. Bd. 31 (1988) Nr. 4, S. 420-426.

[308] PARSONS, R.: The Electrical Double Layer: Recent Experimental and Theoretical Developments. Chem. Rev. Bd. 90 (1990) Nr. 5, S. 813-826.

[309] PASARIBU, H. R.; LUGT, P. M.: The Composition of Reaction Layers on Rolling Bearings Lubricated with Gear Oils and Its Correlation with Rolling Bearing Performance. Tribol. Trans. Bd. 55 (2012) Nr. 3, S. 351-356.

[310] PAULIN, C.; VILLE, F.; SAINSOT, P.; COULON, S.; LUBRECHT, T.: Effect of Rough Surfaces on Rolling Contact Fatigue Theoretical and Experimental Analysis. Tribol. Ser. Bd. 43 (2003), S. 611-617.

[311] PETROV, N. P.: Friction in Machines and the Effect on Lubricants. Inzh. Zh. St. Petersb. Bd. 1 (1883), S. 71-140, Bd. 2 S. 227-279, Bd. 3 S. 377-463, Bd. 4 S. 535-564.

[312] PHILLIPS, D. W.: Ashless Phosphorus-Containing Lubricating Oil Additives. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 63-122.

[313] PHILLIPS, M. R.; DEWEY, M.; HALL, D. D.; QUINN, T. F. J.; SOUTHWORTH, H. N.: The Application of Auger Electron Spec-troscopy to Tribology. Vacuum Bd. 26 (1976) Nr. 10-11, S. 451-456.

[314] PIRAS, F. M.: In situ Attenuated Total Reflection Tribometry - A new approach for the chemical analysis of tribological films. Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 2002.

[315] PIRAS, F. M.; ROSSI, A.; SPENCER, N. D.: Combined In Situ (ATR FT-IR) and Ex Situ (XPS) Study of the ZnDTP-Iron Surface Interaction. Tribol. Lett. Bd. 15 (2003) Nr. 3, S. 181-191.

[316] PITTROFF, H.: Wälzlager im elektrischen Stromkreis. Elektrische Bahnen Bd. 39 (1968) Nr. 3, S. 54-61.

[317] POHRER, B.: Viskositätsmodifikation flüssiger Schmiermedien durch den Einsatz von gelöstem CO_2. Dissertation, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2015.

[318] POLL, G.: Lagerungen, Gleitlager, Wälzlager. In: STEINHILPER, W.; SAUER, B. (Hrsg.): Konstruktionselemente des Maschinenbaus 2. Berlin: Springer, 2012, S. 69-200.

[319] POLL, G.: Wälzlager. In: GROTE, K.-H.; FELDHUSEN, J. (Hrsg.): Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenbau. 23. Auflage. Berlin: Springer, 2011, S. G77-G92.

[320] POLONSKY, I. A.; KEER, L. M.: On White Etching Band Formation in Rolling Bearings. J. Mech. Phys. Solids Bd. 43 (1995) Nr. 4, S. 637-669.

[321] POWRIE, E. G.; FISHER, C. E.; TASBAZ, O. D.; WOOD, R.: Performance of an Electrostatic Oil Monitoring System During an FZG Gear Scuffing Test. International Conference on Condition Monitoring Proceedings 1999. 12.04.-15.04.1999, Swansea. Longborough: Coxmoor Publishing, 1999, S. 155-177.

[322] PRASHAD, H.: Appearance of Craters on Track Surface of Rolling Element Bearings by Spark Erosion. Tribol. Int. Bd. 34 (2001) Nr. 1, S. 39-47.

[323] PRASHAD, H.: Effect of Operating Parameters on the Threshold Voltages and Impedance Response of Non-Insulated Rolling Element Bearings Under the Action of Electrical Currents. Wear Bd. 117 (1987) Nr. 2, S. 223-240.

[324] PRASHAD, H.: Tribology in Electrical Enviroments. Tribology and Interface Engineering Series Nr. 49. Amsterdam: Elsevier, 2006.

[325] PREISINGER, G.; GRÖSCHL, M.; KÖTTRITSCH, H.: Vermeidung von Elektroerosion in Wälzlagern. Evolution, Nr. 2/2001, S. 17-21.

[326] QUESNEL, B.: Oxidation and Oxy-Polymerization of Oils. URL: https://wearcheck.com/virtual_directories/Literature/Techdoc/WCA002.htm. Abgerufen am: 30.09.2015.

[327] RADNAI, B.: Wirkmechanismen bei spannungsbeaufschlagten Wälzlagern. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2016.

[328] RAMESH, A.; MELKOTE, S. N.; ALLARD, L. F.; RIESTER, L.; WATKINS, T. R.: Analysis of White Layers Formed in Hard Turning of AISI 52100 Steel. Mater. Sci. Eng., A Bd. 390 (2005) Nr. 1–2, S. 88-97.

[329] REYES-GAVILAN, J. L.; ODORISIO, P.: A Review of the Mechanisms of Action of Antioxidants, Metal Deactivators, and Corrosion Inhibitors. NLGI Spokesman Bd. 64 (2001) Nr. 11, S. 22-33.

[330] REYNOLDS, O.: On the Theory of Lubrication and Its Application to Mr. Beauchamp Tower's Experiment, Including an Experimental Determination of the Viscosity of Olive Oil. Phil. Trans. Roy. Soc. Bd. 177 (1886), S. 157-234.

[331] RIZVI, S. Q. A.: Detergents. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 123-141.

[332] RIZVI, S. Q. A.: Dispersants. In: RUDNICK, L. R. (Hrsg.): Lubricant Additives. Chemistry and Applications. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009, S. 143-170.

[333] ROBINSON, N.: Monitoring Oil Degradation with Infrared Spectroscopy. URL: http://www.wearcheck.com.gh/downloads/bulletins/bulletin/tech18.pdf. Abgerufen am: 04.11.2015.

[334] ROSINSKI, J.; SMURTHWAITE, D.: Troubleshooting Wind Gearbox Problems. Gear Solutions Bd. 8 (2010), S. 22-33.

[335] ROUNDS, F. G.: Additive Interactions and Their Effect on the Performance of a Zinc Dialkyl Dithiophosphate. ASLE Trans. Bd. 21 (1978) Nr. 2, S. 91-101.

[336] ROUNDS, F. G.: Effect of Detergents on ZDP Antiwear Performance as Measured in Four-Ball Wear Tests. Lubrication engineering Bd. 45 (1989) Nr. 12, S. 761-769.

[337] ROUNDS, F. G.: Some Factors Affecting the Decomposition of Three Commercial Zinc Organodithiophosphates. ASLE Trans. Bd. 18 (1975) Nr. 2, S. 79-89.

[338] RUDNICK, L. R.: Lubricant Additives. Chemistry and Applications. Chemical Industries Series Nr. 124. 2. Auflage. Boca Raton: CRC Press, 2009.

[339] RUELLAN DU CREHU, A.: Tribological Analysis of White Etching Crack (WEC) Failures in Rolling Element Bearings. Dissertation, INSA de Lyon, 2014.

[340] RUELLAN DU CREHU, A.; KLEBER, X.; VILLE, F.; CAVORET, J.; LIATARD, B.: Understanding White Etching Cracks in Rolling Element Bearings: Formation Mechanisms and Influent Tribochemical Drivers. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 229 (2015) Nr. 8, S. 886-901.

[341] RUELLAN DU CREHU, A.; VILLE, F.; KLEBER, X.; GIRODIN, D.: Understanding White Etching Cracks (WEC) in Rolling Element Bearings: The Effect of Hydrogen Charging on the Formation Mechanisms. Proc. Inst. Mech. Eng. Part J Bd. 228 (2015) Nr. 11, S. 1252-1265.

[342] SADEGHI, F.; JALALAHMADI, B.; SLACK, T. S.; RAJE, N.; ARAKERE, N. K.: A Review of Rolling Contact Fatigue. J. Tribol. Bd. 131 (2009) Nr. 4, S. 041403-15.

[343] SANDWELL, G.: Electrically Induced Bearing Damage & Shaft Currents. Identification, Cause, Effect, Prevention and Solutions. URL: http://www.vibescorp.ca/learn-about/shaftcurrents/. Abgerufen am: 05.11.2015.

[344] SASTRY, M. I. S.; CHOPRA, A.; SARPAL, A. S.; JAIN, S. K.; SRIVASTAVA, S. P.; BHATNAGAR, A. K.: Determination of Physicochemical Properties and Carbon-Type Analysis of Base Oils Using Mid-IR Spectroscopy and Partial Least-Squares Regression Analysis. Energy Fuels Bd. 12 (1998) Nr. 2, S. 304-311.

[345] SAWYER, W. G.; WAHL, K. J.: Accessing Inaccessible Interfaces: In Situ Approaches to Materials Tribology. MRS Bull. Bd. 33 (2008) Nr. 12, S. 1145-1150.

[346] ŠČEPANSKIS, M.; JAKOVIČS, A.; KALDRE, I.; HOLWEGER, W.; NACKE, B.: A Hypothesis on the Electromagnetic Cause of White Etching Cracks in Bearing Steel. STLE 70th Annual Meeting & Exhibition. 17.05.-21.05.2015, Dallas. Park Ridge, Illinois: STLE, 2015. URL: http://www.stle.org/AsiCommon/Controls/BSA/Downloader.aspx?iDocumentStorageKey=02b72347-7517-49d8-b4d6-a8a10931abc2&iFileTypeCode=PDF&iFileName=A%20HYPTHESIS%20ON%20THE%20ELECTROMAGNETIC%20CAUSE%20OF%20WHITE%20ETCHING%20CRACKS%20IN%20BEARING%20STEEL.

[347] ŠČEPANSKIS, M.; JAKOVIČS, A.; KALDRE, I.; HOLWEGER, W.; NACKE, B.; DIEDERICHS, A. M.: The Numerical Model of Electrothermal Deformations of Carbides in Bearing Steel as the Possible Cause of White Etching Cracks Initiation. Tribol. Lett. Bd. 59 (2015) Nr. 2, S. 1-10.

[348] ŠČEPANSKIS, M.; JAKOVIČS, A.; KALDRE, I.; MANIKS, J.; NACKE, B.; HOLWEGER, W.: Electromagnetic Impact on Early White Etching Cracks in Inhomogeneous Structure of Bearing Steel. STLE 69th Annual Meeting & Exhibition. 18.05.-22.05.2014, Lake Buena Vista, Florida. Park Ridge, Illinois: STLE, 2014. URL: http://www.lu.lv/fileadmin/user_upload/lu_portal/projekti/sukni/STLE_Scepanskis_Jakovics_Kaldre_Maniks_Nacke_Holwger.pdf.

[349] SCHAEFFLER, Firmendruckschrift: Höheres Leistungsvermögen durch Beschichtungen. Beschichtete Wälzlager und Präzisionsbauteile. TPI 186, 2013.

[350] SCHAEFFLER, Firmendruckschrift: Schmierung von Wälzlagern. TPI 176, 2013.

[351] SCHAEFFLER, Firmendruckschrift: Wälzlagerkatalog. HR 1, 2008.

[352] SCHAEFFLER, Pressebild: White Etching Cracks unter der Laufbahnoberfläche. URL: http://www.schaeffler.com/remotemedien/media/_shared_media/05_products_services/00 01A5A5.jpg.

[353] SCHATZBERG, P.; FELSEN, I. M.: Effects of Water and Oxygen During Rolling Contact Lubrication. Wear Bd. 12 (1968) Nr. 5, S. 331-342.

[354] SCHLICHT, H.: Über Adiabatic Shearbands und die Entstehung der „Steilen Weißen Bänder" in Wälzlagern. Materialwiss. Werkstofftech. Bd. 39 (2008) Nr. 3, S. 217-226.

[355] SCHLICHT, H.: Walzermüdung - Teil 1: Plastische Verformungen. HTM, Haerterei-Tech. Mitt. (2002) Nr. 57, S. 174-189.

[356] SCHLICHT, H.; SCHREIBER, E.; ZWIRLEIN, O.: Effects of Material Properties on Bearing Steel Fatigue Strength. In: HOO, J. J. C. (Hrsg.): Effect of Steel Manufacturing Processes on the Quality of Bearing Steels. Philadelphia: ASTM, 1986, S. 81-101.

[357] SCHLICHT, H.; SCHREIBER, E.; ZWIRLEIN, O.: Ermüdung bei Wälzlagern und deren Beeinflussung durch Werkstoffeigenschaften. Antriebstechnik Bd. 26 (1987), S. 63-69.

[358] SHIBATA, M.; GOTOH, M.; OGUMA, N.; MIKAMI, T.: A New Type of Micro-Structural Change Due to Rolling Contact Fatigue on Bearings for Engine Auxiliary Devices. Proceedings of the International Tribology Conference (ITC). 29.10-02.11.1995, Yokohama. Kyoto: The Society of Materials Science, Japan, 1995, S. 1351.

[359] SHODA, Y.; IJUIN, S.; ARAMAKI, H.; YUI, H.; TOMA, K.: The Performance of a Hybrid Ceramic Ball Bearing Under High Speed Conditions With the Under-Race Lubrication Method. Tribol. Trans. Bd. 40 (1997) Nr. 4, S. 676-684.

[360] SIMON, S.; SAULOT, A.; DAYOT, C.; QUOST, X.; BERTHIER, Y.: Tribological Characterization of Rail Squat Defects. Wear Bd. 297 (2013) Nr. 1, S. 926-942.

[361] SIMPSON, F. E.; CRUMP, W. J. J.: Effects of Electric Currents on the Life of Rolling Contact Bearings. Proceedings of the Lubrication and Wear Convention. 23.05.-25.05.1963, Bournemouth. London: Institution of Mechanical Engineers, 1963, S. 296-304.

[362] SKF, Firmendruckschrift: Wälzlager in elektrischen Maschinen und Geräten, 1966.

[363] SKF, Firmendruckschrift: Wälzlagerschäden und ihre Ursachen, 2008.

[364] SLYCKE, J. T.; VEGTER, R. H.: The Role of Hydrogen on Rolling Contact Fatigue Response of Rolling Element Bearings. J. ASTM Int. Bd. 7 (2009) Nr. 2, S. 1-12.

[365] SO, H.; LIN, Y. C.: The Theory of Antiwear for ZDDP at Elevated Temperature in Boundary Lubrication Condition. Wear Bd. 177 (1994) Nr. 2, S. 105-115.

[366] SOLANO-ALVAREZ, W.; BHADESHIA, H. K. D. H.: White-Etching Matter in Bearing Steel. Part II: Distinguishing Cause and Effect in Bearing Steel Failure. Metall. Mater. Trans. A Bd. 45 (2014) Nr. 11, S. 4916-4931.

[367] SOLANO ALVAREZ, W.: Microstructural Degradation of Bearing Steels. Dissertation, University of Cambridge, 2015.

[368] SPEDDING, H.; WATKINS, R. C.: The Antiwear Mechanism of ZDDP's. Part I. Tribol. Int. Bd. 15 (1982) Nr. 1, S. 9-12.

[369] SPIKES, H.: The History and Mechanisms of ZDDP. Tribol. Lett. Bd. 17 (2004) Nr. 3, S. 469-489.

[370] SPINATO, F.; TAVNER, P. J.; VAN BUSSEL, G. J. W.; KOUTOULAKOS, E.: Reliability of Wind Turbine Subassemblies. IET Renewable Power Gener. Bd. 3 (2009) Nr. 4, S. 387-401.

[371] STACHE, H.; PETRI, S.: Vor Entladungsschäden schützen. Elektrisch leitfähiges Wälzlagerfett als kostengünstige und effiziente Lösung. Tribojournal, Nr. 1/2008, S. 11-13.

[372] STADLER, K.: Premature Bearing Failures in Wind Applications & White Etching Cracks (WEC). URL: https://anl.app.box.com/s/opm3jvwmjwy4qixj4c2peuguxzu5j9du.
Abgerufen am: 11.07.2016.

[373] STADLER, K.; STUBENRAUCH, A.: Premature Bearing Failures in Industrial Gearboxes. 15. Antriebstechnisches Kolloquium ATK 2013. 19.03.-20.03.2013, Aachen. Aachen: Apprimus, 2013, S. 19-20.

[374] STADLER, K.; VEGTER, R.; NEDELCU, I.: Premature Bearing Failures and White Etching Cracks. 70th STLE Annual Meeting & Exhibition. 15.05.-19.05.2016, Las Vegas. Park Ridge, Illinois: STLE, 2016. URL: https://www.stle.org/images/pdf/STLE_ORG/AM2016%20Presentations/Wind%20Turbine%20Technology/STLE2016_Wind%20Turbine%20Technology%20I_Session%205G_K.%20Stadler_Premature%20Bearing%20Failures%20and%20White%20Etching%20Cracks.pdf.

[375] STADLER, K.; VEGTER, R. H.; ERSSON, M.; VAES, D.: Causes for Premature Bearing Failures and the Role of White Etching Cracks. 57. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 26.09.-28.09.2016, Göttingen. Gesellschaft für Tribologie e.V., 2016, S. 12/1-12/10.

[376] STAVINOHA, L. L.; WRIGHT, B. R.: Spectrometric Analysis of Used Oils. SAE Technical Paper, Nr. 690776, 1969.

[377] STEINDORF, H.; BROSZEIT, E.; KLOOS, K. H.: Gefüge und Anlaßverhalten von weißen Bändern. Materialwiss. Werkstofftech. Bd. 18 (1987) Nr. 12, S. 428-435.

[378] STRIBECK, R.: Die Wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager. Z. Verein. Deut. Ing. Bd. 46 (1902), S. 1341–1348, S. 1432-1438 und S. 1663-1470.

[379] STUART, A. D.; TROTMAN, S. M.; DOOLAN, K. J.; FREDERICKS, P. M.: Spectroscopic Measurement of Used Lubricating Oil Quality. Appl. Spectrosc. Bd. 43 (1989) Nr. 1, S. 55-60.

[380] STUDT, P.: Natürliche Alterungsschutzstoffe in Mineralölen. 4. DGMK-Fachgruppentagung. 04.10-06.10.1976, Salzburg. Leinfelden-Echterdingen: Industrieverlag von Hernhaussen, 1976, S. 881-885.

[381] STUDT, P.: Thioäther und Phenole; Synergie von Thioäthern und Phenolen als Antioxidantien in Kohlenwasserstoffen. Erdöl und Kohle Bd. 29 (1976), S. 199-201.

[382] SUN, J.-X.; HSU, S. M.; HAN, C. C.; WANG, P. S.: The Aggregation Phenomena of a Calcium Sulfonate Additive in Hydrocarbon Media by Dynamic Light Scattering. Tribol. Trans. Bd. 39 (1996) Nr. 1, S. 51-58.

[383] SUN, J.-X.; HU, Z.-S.; HSU, S. M.: The Effect of Concentration, Solvent, and Temperature on Aggregation of a Commercial Calcium Sulfonate Additive as Studied by FTIR and Light Scattering Techniques. Tribol. Trans. Bd. 40 (1997) Nr. 4, S. 633-638.

[384] SUNDERMANN-SCHULTE-SPECHTEL, B.: Das Verhalten von Wälzlagern unter hohen Winkelbeschleunigungen. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2002.

[385] SURBORG, H.: Einfluss von Grundölen und Additiven auf die Ausbildung von WEC in Wälzlagern. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2014.

[386] SWAHN, H.; BECKER, P. C.; VINGSBO, O.: Martensite Decay During Rolling Contact Fatigue in Ball Bearings. Metall. Trans. A Bd. 7 (1976) Nr. 8, S. 1099-1110.

[387] SZOST, B. A.; RIVERA-DIAZ-DEL-CASTILLO, P. E. J.: Unveiling the Nature of Hydrogen Embrittlement in Bearing Steels Employing a New Technique. Scr. Mater. Bd. 68 (2013) Nr. 7, S. 467-470.

[388] TALLIAN, T. E.: Failure Atlas for Hertz Contact Machine Elements. 2. Auflage. New York: ASME Press, 1999.

[389] TALLIAN, T. E.: On Competing Failure Modes in Rolling Contact. ASLE Trans. Bd. 10 (1967) Nr. 4, S. 418-439.

[390] TALLIAN, T. E.: Failure Atlas for Rolling Bearings in Wind Turbines. URL: http://www.osti.gov/scitech//servlets/purl/1026566/. Abgerufen am: 27.04.2016.

[391] TAMADA, K.; TANAKA, H.: Occurrence of Brittle Flaking on Bearings Used for Automotive Electrical Instruments and Auxiliary Devices. Wear Bd. 199 (1996) Nr. 2, S. 245-252.

[392] TANAKA, S.: Pulley Support Bearings for Push-Belt CVTs. NSK Technical Journal Motion & Control, Nr. 19 (2006), S. 13-19.

[393] TASBAZ, O. D.; POWRIE, E. G.; WOOD, R.: Electrostatic Monitoring of Oil Lubricated Contacts for Early Detection of Wear. International Conference on Condition Monitoring Proceedings 1999. 12.04.-15.04.1999, Swansea. Longborough: Coxmoor Publishing, 1999, S. 12-15.

[394] TASBAZ, O. D.; WOOD, R. J. K.; BROWNE, M.; POWRIE, H. E. G.; DENUAULT, G.: Electrostatic Monitoring of Oil Lubricated Sliding Point Contacts for Early Detection of Scuffing. Wear Bd. 230 (1999) Nr. 1, S. 86-97.

[395] TAVACOLI, J. W.; DOWDING, P. J.; STEYTLER, D. C.; BARNES, D. J.; ROUTH, A. F.: Effect of Water on Overbased Sulfonate Engine Oil Additives. Langmuir Bd. 24 (2008) Nr. 8, S. 3807-3813.

[396] TAYLOR, L. J.; SPIKES, H. A.: Friction-Enhancing Properties of ZDDP Antiwear Additive: Part I - Friction and Morphology of ZDDP Reaction Films. Tribol. Trans. Bd. 46 (2003) Nr. 3, S. 303-309.

[397] TAYLOR, L. J.; SPIKES, H. A.: Friction-Enhancing Properties of ZDDP Antiwear Additive: Part II - Influence of ZDDP Reaction Films on EHD Lubrication. Tribol. Trans. Bd. 46 (2003) Nr. 3, S. 310-314.

[398] TISCHMACHER, H.; GATTERMANN, S.: Bearing Currents in Converter Operation. 19th International Conference on Electrical Machines (ICEM). 06.09.-08.09.2010, Rom. Piscataway: IEEE, 2010, S. 1-8.

[399] TOMS, A.; POWELL, J.: Molecular Analysis of Lubricants by FT-IR Spectrometry. P/PM Technol. Bd. 10 (1997) Nr. 4, S. 58-64.

[400] TONCK, A.; MARTIN, J. M.; KAPSA, P.; GEORGES, J. M.: Boundary Lubrication with Anti-Wear Additives: Study of Interface Film Formation by Electrical Contact Resistance. Tribol. Int. Bd. 12 (1979) Nr. 5, S. 209-213.

[401] TORBACKE, M.; RUDOLPHI, Å. K.; KASSFELDT, E.: Lubricants. Introduction to Properties and Performance. Chichester: Wiley, 2014.

[402] TORRANCE, A. A.; MORGAN, J. E.; WAN, G. T. Y.: An Additive's Influence on the Pitting and Wear of Ball Bearing Steel. Wear Bd. 192 (1996) Nr. 1, S. 66-73.

[403] TOWER, B.: First Report in Friction Experiments (Friction of Lubricated Bearings). Proc. Instn. Mech. Engrs. (1883) Nr. November 1883, S. 632-659.

[404] TRICAUD, C.; HIPEAUX, J. C.; LEMERLE, J.: Micellar Structure of Alkaline Earth Metal Alkylarylsulphonate Detergents. Lubr. Sci. Bd. 1 (1989) Nr. 3, S. 207-218.

[405] TRICOT, R.: Influence des parametres metallurgiques sur les phenomenes de fatigue de contact en roulement glissement et engrenages. Rev. Metall. (1976) Nr. 4, S. 385-411.

[406] UYAMA, H.; YAMADA, H.: White Structure Flaking in Rolling Bearings for Wind Turbine Gearboxes. Wind Systems, Nr. 5/2014, S. 14-25.

[407] UYAMA, H.; YAMADA, H.; HIDAKA, H.; MITAMURA, N.: The Effects of Hydrogen on Microstructural Change and Surface Originated Flaking in Rolling Contact Fatigue. Tribology Online Bd. 6 (2011) Nr. 2, S. 123-132.

[408] VAN DE VOORT, F. R.; SEDMAN, J.; COCCIARDI, R. A.; PINCHUK, D.: FTIR Condition Monitoring of In-Service Lubricants: Ongoing Developments and Future Perspectives. Tribol. Trans. Bd. 49 (2006) Nr. 3, S. 410-418.

[409] VAN DE VOORT, F. R.; SEDMAN, J.; YAYLAYAN, V.; SAINT LAURENT, C.: Determination of Acid Number and Base Number in Lubricants by Fourier Transform Infrared Spectroscopy. Appl. Spectrosc. Bd. 57 (2003) Nr. 11, S. 1425-1431.

[410] VAN RENSSELAR, J.: The Elephant in the Wind Turbine. Tribol. Lubr. Technol. Bd. 66 (2010) Nr. 6, S. 38.

[411] VANCE, J. M.; PALAZZOLO, A. B.; ZEIDAN, F. Y.: Electric Shaft Currents in Turbomachinery. Proceedings of the Sixteenth Turbomachinery Symposium. 27.10.-29.10.1987, Dallas. Dallas: Turbomachinery Laboratory, 1987, S. 51-63.

[412] VANHULSEL, A.; VELASCO, F.; JACOBS, R.; EERSELS, L.; HAVERMANS, D.; ROBERTS, E. W.; SHERRINGTON, I.; ANDERSON, M. J.; GAILLARD, L.: DLC Solid Lubricant Coatings on Ball Bearings for Space Applications. Tribol. Int. Bd. 40 (2007) Nr. 7, S. 1186-1194.

[413] VINCENT, A.; LORMAND, G.; LAMAGNÈRE, P.; GOSSET, L.; GIRODIN, D.; DUDRAGNE, G.; FOUGÈRES, R.: From White Etching Areas Formed Around Inclusions to Crack Nucleation in Bearing Steels Under Rolling Contact Fatigue. In: HOO, J. J. C.; GREEN, W. B. (Hrsg.): Bearing steels. Into the 21st Century. West Conshohocken: ASTM, 1998, S. 109-123.

[414] VON LUTHER, H.; SINHA, S. K.: On Reaction Kinetics and Thermal Decomposition of Zinc Dialkyldithiophosphate. Erdöl u Kohle-Erd.-Petr. Bd. 17 (1964), S. 91-97.

[415] VOSKAMP, A. P.: Fatigue and Material Response in Rolling Contact. ASTM Spec. Tech. Publ. Bd. 1327 (1998), S. 152-166.

[416] VOSKAMP, A. P.: Microstructural Changes During Rolling Contact Fatigue: Metal Fatigue in the Subsurface Region of Deep Groove Ball Bearing Inner Rings. Dissertation, Delft University of Technology, 1997.

[417] WAHLER, M.: Schmierung bestimmt die Lebensdauer. Antriebspraxis (2006) Nr. 1/2006, S. 38-41.

[418] WAN, G. T. Y.; AMERONGEN, E. V.; LANKAMP, H.: Effect of Extreme-Pressure Additives on Rolling Bearing Fatigue Life. J. Phys. D: Appl. Phys. Bd. 25 (1992) Nr. 1A, S. 147-153.

[419] WAN, G. T. Y.; LANKAMP, H.; DE VRIES, A.; IOANNIDES, E.: The Effect of Extreme Pressure (EP) Lubricants on the Life of Rolling Element Bearings. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 208 (1994) Nr. 4, S. 247-252.

[420] WARHADPANDE, A.; SADEGHI, F.; EVANS, R. D.: Microstructural Alterations in Bearing Steels under Rolling Contact Fatigue Part 1 - Historical Overview. Tribol. Trans. Bd. 56 (2013) Nr. 3, S. 349-358.

[421] WARREN, O. L.; GRAHAM, J. F.; NORTON, P. R.; HOUSTON, J.; MICHALSKE, T.: Nanomechanical Properties of Films Derived from Zinc Dialkyldithiophosphate. Tribol. Lett. Bd. 4 (1998) Nr. 2, S. 189-198.

[422] WARSAW, C. K.; FUREY, M. J.; RITTER, A. L.; MOLINA, G. J.: Triboemission as a Basic Part of the Boundary Friction Regime: A Review. Lubr. Sci. Bd. 14 (2002) Nr. 2, S. 223-254.

[423] WEST, O. H. E.: Failure Analysis and Thermochemical Surface Engineering of Bearings in the Wind Turbine Drivetrain. Dissertation, Technical University Denmark, 2014.

[424] WEST, O. H. E.; DIEDERICHS, A. M.; ALIMADADI, H.; DAHL, K. V.; SOMERS, M. A. J.: Application of Complementary Techniques for Advanced Characterization of White Etching Cracks. Pract. Metallogr. Bd. 50 (2013) Nr. 6, S. 410-431.

[425] WHITTLE, M.; TREVELYAN, J.; TAVNER, P. J.: Bearing Currents in Wind Turbine Generators. J. Renewable Sustainable Energy Bd. 5 (2013) Nr. 5, S. 053128.

[426] WILLERMET, P. A.; CARTER, R. O.; BOULOS, E. N.: Lubricant-Derived Tribochemical Films - An Infra-Red Spectroscopic Study. Tribol. Int. Bd. 25 (1992) Nr. 6, S. 371-380.

[427] WILLERMET, P. A.; DAILEY, D. P.; CARTER, R. O.; SCHMITZ, P. J.; ZHU, W.: Mechanism of Formation of Antiwear Films from Zinc Dialkyldithiophosphates. Tribol. Int. Bd. 28 (1995) Nr. 3, S. 177-187.

[428] WILLERMET, P. A.; DAILEY, D. P.; CARTER, R. O.; SCHMITZ, P. J.; ZHU, W.; BELL, J. C.; PARK, D.: The Composition of Lubricant-Derived Surface Layers Formed in a Lubricated Cam/Tappet Contact II. Effects of Adding Overbased Detergent and Dispersant to a Simple ZDTP Solution. Tribol. Int. Bd. 28 (1995) Nr. 3, S. 163-175.

[429] WILLERMET, P. A.; MAHONEY, L. R.; BISHOP, C. M.: Lubricant Degradation and Wear II. Antioxidant Capacity and IR-Spectra in Systems Containing Zinc Dialkyldithiophosphates. ASLE Trans. Bd. 23 (1980) Nr. 3, S. 217-224.

[430] WILLERMET, P. A.; PIEPRZAK, J. M.; DAILEY, D. P.; CARTER, R. O.; LINDSAY, N. E.; HAACK, L. P.: The Composition of Surface Layers Formed in a Lubricated Cam/Tappet Contact. J. Tribol. Bd. 113 (1991) Nr. 1, S. 38-47.

[431] WILLWERTH, A.: The Need for Bearing Protection for Inverter-Duty Motors. URL: http:// www.achrnews.com/articles/122283-the-need-for-bearing-protection-for-inverter-duty-motors. Abgerufen am: 12.02.2016.

[432] WINKLER, J.: Forschungsvorhaben 358. Grenzschicht im Synchrokontakt: Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Grenzschichtaufbau an den Reibflächen und dem Reibungs- und Verschleißverhalten von Synchronisierungen. Forschungsvereinigung Antriebstechnik, Nr. 727, 2004.

[433] WIŚNIEWSKI, M.: Elastohydrodynamische Schmierung. Grundlagen und Anwendungen. Handbuch der Tribologie und Schmierungstechnik Nr. 9. Renningen: Expert, 2000.

[434] WITTEK, E.; BADER, N.; POLL, G.: Die Beurteilung des Schmierungszustandes in Wälzlagern mit elektrischen Messverfahren 56. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 21.09.-23.09.2015, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2015, S. 75/1-75/12.

[435] WITTEL, H.; MUHS, D.; JANNASCH, D.; VOßIEK, J.: Roloff/Matek Maschinenelemente. Normung, Berechnung, Gestaltung. 21. Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2013.

[436] WOLVERIDGE, P. E.; BAGLIN, K. P.; ARCHARD, J. F.: The Starved Lubrication of Cylinders in Line Contact. Proc. Inst. Mech. Eng. Bd. 185 (1970) Nr. 81/71, S. 1159-1169.

[437] WOOTON, D. L.; LAWRENCE, B. J.; DAMRATH, J. G.: Infrared Analysis of Heavy-Duty Diesel Engine Oils. SAE Technical Paper, Nr. 841372, 1984.

[438] WYSTRACH, V. P.; HOOK, E. O.; CHRISTPOHER, G. L. M.: Basic Zinc Double Salts of O, O-Diakyl Phosphorodithioic Acids. J. Org. Chem. Bd. 21 (1956) Nr. 6, S. 705-707.

[439] XIA, L.; LI, G.: The Frictional Behavior of DLC Films Against Bearing Steel Balls and Si3N4 Balls in Different Humid Air and Vacuum Environments. Wear Bd. 264 (2008) Nr. 11–12, S. 1077-1084.

[440] YAMADA, H.; UYAMA, H.: The Effects of Alloy Elements and Heat Treatments on White Structure Flaking in Rolling Bearings. STLE 70th Annual Meeting & Exhibition. 17.05.- 21.05.2015, Dallas. Park Ridge, Illinois: STLE, 2015. URL: http://www.stle.org/AsiCommon/Controls/BSA/Downloader.aspx?iDocumentStorageKey=63f08cc6-5a214897-ba97-a479a988905a&iFileTypeCode=PDF&iFileName=THE%20EFFECTS%20OF%20ALLOY%20ELMENTS%20AND%20HEAT%20TREATMENTS%20ON%20WHITE%20STRUCTURE%20FLAKING%20IN%20ROLLING%20 BEARINGS.

[441] YAMAGUCHI, E. S.; RYASON, P. R.; YEH, S. W.; HANSEN, T. P.: Boundary Film Formation by ZnDTPs and Detergents Using ECR. Tribol. Trans. Bd. 41 (1998) Nr. 2, S. 262-272.

[442] YIN, Z.; KASRAI, M.; FULLER, M.; BANCROFT, G. M.; FYFE, K.; TAN, K. H.: Application of Soft X-Ray Absorption Spectroscopy in Chemical Characterization of Antiwear Films Generated by ZDDP Part I: The Effects of Physical Parameters. Wear Bd. 202 (1997) Nr. 2, S. 172-191.

[443] ZABEL, W. R.: Einfluss von Oxidationsinhibitoren auf das Betriebsverhalten fettgeschmierter Wälzlager. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2005.

[444] ZARETSKY, E. V.: Rolling Bearing Steels - A Technical and Historical Perspective. Mater. Sci. Technol. Bd. 28 (2012) Nr. 1, S. 58-69.

[445] ZHARIN, A. L.; RIGNEY, D. A.: Application of the Contact Potential Difference Technique for Online Rubbing Surface Monitoring. Tribol. Lett. Bd. 4 (1998) Nr. 2, S. 205-213.

[446] ZIKA, T.; GEBESHUBER, I. C.; BUSCHBECK, F.; PREISINGER, G.; GRÖSCHL, M.: Surface Analysis on Rolling Bearings After Exposure to Defined Electric Stress. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 223 (2009) Nr. 5, S. 787-797.

[447] ZUERCHER, M.; FEUERECKER, J.; POHRER, B.; HOLWEGER, W.; SPÄTH, C.; KNÖTHIG, V.; SCHLÜCKER, E.: Highspeed Aufnahmen an drehenden Wälzlagern zur kinematischen Untersuchung des WEC-Wälzlagerschadens. 57. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 26.09.-28.09.2016, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2016.

[448] ZUM GAHR, K. H.: Microstructure and Wear of Materials. Amsterdam: Elsevier, 1987.

[449] ZWIRLEIN, O.; EBERHARD, R.; SCHLICHT, H.: Werkstoffanstrengung bei Wälzbeanspruchung. HTM, Haerterei-Tech. Mitt. Bd. 30 (1975), S. 338-345.

[450] ZWIRLEIN, O.; SCHLICHT, H.: Material Stressing under Rolling Contact. Influence of Friction and Residual Stresses. Z. Werkstofftech. Bd. 11 (1980) Nr. 1, S. 1-14.

[451] ZWIRLEIN, O.; SCHLICHT, H.: Rolling Contact Fatigue Mechanisms. Accelerated Testing Versus Field Performance. In: HOO, J. J. C. (Hrsg.): Rolling Contact Fatigue Testing of Bearing Steels. Philadelphia: ASTM, 1982, S. 358-379.

Abdruckgenehmigungen

Bild 1.1 (links): *White Etching Crack-Schaden an einem Windkraftlager,* abgedruckt aus EVANS, M. H.: White Structure Flaking in Bearings Under Rolling Contact Fatigue. Dissertation, University of Southampton, 2013 mit freundlicher Genehmigung von Martin-Halfdan Evans.

Bild 2.16: *Dark Etching Area: in einem frühen Stadium ohne weiße Bänder (a), mit flachen weißen Bändern (LAB, 30°) (b) und mit steilen weißen Bändern (HAB, 80°) (c),* abgedruckt aus SWAHN, H.; BECKER, P. C.; VINGSBO, O.: Martensite Decay During Rolling Contact Fatigue in Ball Bearings. Metall. Trans. A Bd. 7 (1976) Nr. 8, S. 1099-1110 mit Genehmigung des Springer Verlags.

Bild 2.17 (links): *Butterflystrukturen um nichtmetallische Einschlüsse: Nach dem Anätzen unter dem Lichtmikroskop,* abgedruckt aus HOLWEGER, W.; LOOS, J.: Beeinflußung der Wälzlagerlebensdauer durch neue Werkstoffphänomene in Speziellen Anwendungen. Antriebstechnisches Kolloquium ATK 2011. Heavy Drive Train Conference. 29.03.-30.03.2011, Aachen. Aachen: Apprimus, 2011, S. 223-238 mit freundlicher Genehmigung des Apprimus Wissenschaftsverlags.

Bild 2.17 (rechts): *Butterflystrukturen um nichtmetallische Einschlüsse: REM-Aufnahme,* abgedruckt aus GRABULOV, A.; ZIESE, U.; ZANDBERGEN, H. W.: TEM/SEM Investigation of Microstructural Changes Within the White Etching Area Under Rolling Contact Fatigue and 3-D Crack Reconstruction by Focused Ion Beam. Scr. Mater. Bd. 57 (2007) Nr. 7, S. 635-638 mit freundlicher Genehmigung von Elsevier.

Bild 2.19: *Axialriss mit WEA an einem Zylinderrollenlager (AISI 52100) aus einem Windkraftgetriebe: Laufbahnoberfläche mit Schnittebene (a), vergrößerte Aufnahme der Laufbahnoberfläche (b), REM-Aufnahme der Rissfortsetzung im Gefüge (c), Gefügeschliff unterhalb der Laufbahnoberfläche mit WEA (d),* abgedruckt aus GRECO, A.; SHENG, S.; KELLER, J.; ERDEMIR, A.: Material Wear and Fatigue in Wind Turbine Systems. Wear Bd. 302 (2013) Nr. 1, S. 1583-1591 mit freundlicher Genehmigung von Elsevier.

Bild 2.20 (links): *Schälung an einem Innenring eines Windkraftlagers,* abgedruckt aus KOTZALAS, M. N.; DOLL, G. L.: Tribological Advancements for Reliable Wind Turbine Performance. Philos. Trans. R. Soc., A Bd. 368 (2010) Nr. 1929, S. 4829-4850 mit freundlicher Genehmigung der Royal Society.

Bild 2.20 (rechts): *Weiß anätzendes Rissnetzwerk im Gefüge unterhalb der Laufbahnoberfläche*, abgedruckt von URL: http://www.schaeffler.com/remotemedien/media/_shared_media/05_products_services/0001A5A5.jpg mit freundlicher Genehmigung der Schaeffler AG.

Bild 2.24 (a, b): *Stromdurchgangsschäden: Riffelbildung quer zur Laufbahn (a), REM-Aufnahme von Schmelzkratern in der Laufbahn (b)*, abgedruckt aus SANDWELL, G.: Electrically Induced Bearing Damage & Shaft Currents. Identification, Cause, Effect, Prevention and Solutions. URL: http://www.vibescorp.ca/learn-about/shaft-currents/ mit freundlicher Genehmigung von Garret Sandwell.

Bild 2.24 (c): *Stromdurchgangsschäden: verbranntes Fett infolge des Stromdurchgangs (c),* abgedruckt aus HAIN, S.: Stromisolierte Wälzlager. Maßnahmen gegen Elektroerosion. Konstruktion, Nr. S1/2006, S. 2-5 mit freundlicher Genehmigung des Springer-VDI-Verlags.

Bild 2.25 (a): *Mattierte Laufbahn*, abgedruckt aus ZIKA, T.; GEBESHUBER, I. C.; BUSCHBECK, F.; PREISINGER, G.; GRÖSCHL, M.: Surface Analysis on Rolling Bearings After Exposure to Defined Electric Stress. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 223 (2009) Nr. 5, S. 787-797 mit freundlicher Genehmigung von SAGE Publishing.

Bild 2.25 (b): *Schmelzkrater in der Lagerlaufbahn*, abgedruckt aus WILLWERTH, A.: The Need for Bearing Protection for Inverter-Duty Motors. URL: http://www.achrnews.com/articles/122283-the-need-for-bearingprotection-for-inverter-duty-motors mit freundlicher Genehmigung von Adam Willwerth.

Bild 2.26 (a): *Riffelmarken*, abgedruckt aus OH, H. W.; WILLWERTH, A.: Shaft Grounding - A Solution to Motor Bearing Currents. ASHRAE Trans. Bd. 114 (2008) Nr. 2, S. 246-251 mit freundlicher Genehmigung von ASHRAE.

Bild 2.26 (b): *Schmelzkrater mit Verdampfungen und Schmelzperlen*, abgedruckt aus FAG, Firmendruckschrift: Stromisolierende Lager. TPI 206, 2002 mit freundlicher Genehmigung der Schaeffler AG.

Bild 2.27 (a): *Folgen elektrischer Entladungen: Micropittings,* abgedruckt aus BELL, S.; COOKSON, T. J.; COPE, S. A.; EPPERLY, R. A.; FISCHER, A.; SCHLEGEL, D. W.; SKIBINSKI, G. L.: Experience with Variable-Frequency Drives and Motor Bearing Reliability. IEEE Trans. Ind. Appl. Bd. 37 (2001) Nr. 5, S. 1438-1446 mit freundlicher Genehmigung von IEEE.

Bild 2.27 (b): *Folgen elektrischer Entladungen: Kraterbildung in Zylinderrollenlager,* abgedruckt aus FAG, Firmendruckschrift: Wälzlagerschäden, Schadenserkennung und Begutachtung gelaufener Wälzlager. WL 82 102/2 DA, 2013 mit freundlicher Genehmigung der Schaeffler AG.

Bild 2.27 (c): *Folgen elektrischer Entladungen: Umschmelzung und Neuhärtung der Oberfläche im Gefügeschliff,* abgedruckt aus ANDREASON, S.: Stromdurchgang durch Wälzlager. Die Kugellagerzeitschrift (SKF), Nr. 153 (1968), S. 6-12 mit freundlicher Genehmigung von SKF.

Bild 2.28: *Vergleich von geschmolzenen und verdampften Zonen in einer REM-Aufnahme (links), Abschätzung der notwendigen spezifischen Schmelz- bzw. Verdampfungsenergien bezogen auf den Kraterdurchmessser (rechts)*, abgedruckt aus KRIESE, M.; WITTEK, E.; GATTERMANN, S.: TISCHMACHER, H.; POLL, G.; PONICK, B.: Influence of Bearing Currents on the Bearing Lifetime for Converter Driven Machines. 20th International Conference on Electrical Machines (ICEM). 02.10.-05.10.2012, Marseille. Piscataway: IEEE, 2012, S. 1735-1739 mit freundlicher Genehmigung von IEEE.

Bild 2.42: *Interferenzaufnahmen des ZDDP-Filmaufbaus in Abhängigkeit des Schmierfilmparameters Λ und der Laufzeit bei 80 °C*, abgedruckt aus FUJITA, H.; SPIKES, H. A.: The Formation of Zinc Dithiophosphate Antiwear Films. Proc. Inst. Mech. Eng., Part J Bd. 218 (2004) Nr. 4, S. 265-278 mit freundlicher Genehmigung von SAGE Publishing.

Bild 7.4*: Aufbau der von RUELLAN DU CREHU genutzten NTN-SNR Machine S, Fraktografie eines Schrägkugellager-Innenrings mit WEC-Schäden an den Kontakträndern und Auftragung des Produktes aus Pressung und Gleitgeschwindigkeit (pΔu),* abgedruckt aus RUELLAN DU CREHU, A.: Tribological Analysis of White Etching Crack (WEC) Failures in Rolling Element Bearings. Dissertation, INSA de Lyon, 2014 mit freundlicher Genehmigung von Arnaud Ruellan Du Crehu.

Bild 7.11: *Lastspielzahl $N_{WEC,50}$ bis zum Auftreten von WECs abhängig von Pressung, Lagertyp und Schmierungszustand*, abgedruckt aus LOOS, J.: Einfluss der Reibbeanspruchung auf die WEC-Bildung in Wälzlagern. 55. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 22.09.-24.09.2014, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2014, S. 23/1-23/13 mit freundlicher Genehmigung der Gesellschaft für Tribologie e.V.

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

[P1] POHRER, B.; ZÜRCHER, M.; HOLWEGER, W.; KORTH, Y.; WOLF, M.; GOSS, M.; SCHLÜCKER, E.: In situ IR-Spektroskopie an elektrisch beanspruchten Wälzlagern für White Etching Crack-Untersuchungen. 54. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 30.09.-02.10.2013, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2013.

[P2] POHRER, B., ZUERCHER, M., TREMMEL, S., WARTZACK, S., SCHLÜCKER, E.: Einfluss des tribochemischen Schichtaufbaus auf die Ausbildung elektrisch induzierter Wälzlagerschäden. 56. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 21.09.-23.09.2015, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2015.

[P3] ZUERCHER, M.; FEUERECKER, J.; POHRER, B.; HOLWEGER, W.; SPÄTH, C.; KNÖTHIG, V.; SCHLÜCKER, E.: Highspeed Aufnahmen an drehenden Wälzlagern zur kinematischen Untersuchung des WEC-Wälzlagerschadens. 57. Tribologie Fachtagung. Reibung Schmierung und Verschleiß. 26.09.-28.09.2016, Göttingen. Aachen: Gesellschaft für Tribologie e.V., 2016.

[P4] POHRER, B., ZUERCHER, M., TREMMEL, S., WARTZACK, S., SCHLÜCKER, E.: Einfluss des tribochemischen Schichtaufbaus auf die Ausbildung elektrisch induzierter Wälzlagerschäden. Tribologie und Schmierungstechnik (2016), S. 32-39.

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten

[S1] NASSEL, M.: Erforschung des WEC Schadensbildes an Wälzlagern anhand eines neuartigen Lagerprüfstandskonzeptes, Masterarbeit, FAU Erlangen, 2014.

[S2] THUDT, S.: Echtzeitanalyse der Schmierölalterung in Rillenkugellagern unter Verwendung der in situ ATR-FTIR-Spektroskopie. Bachelorarbeit, FAU Erlangen, 2014.

[S3] ZUERCHER, M.: In situ Schmierstoffanalyse an Wälzlagern zur Untersuchung von Lagerschäden. Masterarbeit, FAU Erlangen, 2014.

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2022):
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308
FAU Studien aus dem Maschinenbau
ISSN 2625-9974
FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

FAPS	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
FMT	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
KTmfk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LGT	Lehrstuhl für Gießereitechnik
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien
REP	Lehrstuhl für Ressourcen- und Energieeffiziente Produktionsmaschinen

Band 1: Andreas Hemberger
Innovationspotentiale in der rechnerintegrierten Produktion durch wissensbasierte Systeme
FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15234-2.

Band 2: Detlef Classe
Beitrag zur Steigerung der Flexibilität automatisierter Montagesysteme durch Sensorintegration und erweiterte Steuerungskonzepte
FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15529-5.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting
Projektierung von Montagesystemen
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989.ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter
Nutzungsgradsteigerung von Montagesystemen durch den Einsatz der Simulationstechnik
FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15542-2.

Band 5: Shir-Kuan Lin
Aufbau von Modellen zur Lageregelung von Industrierobotern
FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15546-5.

Band 6: Rudolf Nuss
Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989. ISBN 3-446-15783-2.

Band 7: Wolfgang Scholz
Modell zur datenbankgestützten Planung automatisierter Montageanlagen
FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15825-1.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier
Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989. ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele
Konzeption und Wirtschaftlichkeit von Planungssystemen in der Produktion
FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16107-4.

Band 10: Rolf Pfeiffer
Technologisch orientierte Montageplanung am Beispiel der Schraubtechnik
FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990. ISBN 3-446-16161-9.

Band 11: Herbert Fischer
Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitätssteigerung der rechnerintegrierten Teilefertigung
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam
CAD/CAP: Rechnergestützte Montagefeinplanung
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16112-0.

Band 13: Frank Vollertsen
Pulvermetallurgische Verarbeitung eines übereutektoiden verschleißfesten Stahls
LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab. 1990.
ISBN 3-446-16133-3.

Band 14: Stephan Biermann
Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik für das Schneiden mit CO_2-Hochleistungslasern
LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab. 1991. ISBN 3-446-16269-0.

Band 15: Uwe Geißler
Material- und Datenfluß in einer flexiblen Blechbearbeitungszelle
LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991. ISBN 3-446-16358-1.

Band 16: Frank Oswald Hake
Entwicklung eines rechnergestützten Diagnosesystems für automatisierte Montagezellen
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991. ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel
Optimierung der Werkzeugbereitstellung durch rechnergestützte Arbeitsfolgenbestimmung
FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991. ISBN 3-446-16453-7.

Band 18: Josef Scheller
Modellierung und Einsatz von Softwaresystemen für rechnergeführte Montagezellen
FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16454-5.

Band 19: Arnold vom Ende
Untersuchungen zum Biegeumformen mit elastischer Matrize
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991. ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid
Beitrag zum automatisierten Bearbeiten von Keramikguß mit Industrierobotern
FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16560-6.

Band 21: Egon Sommer
Multiprozessorsteuerung für kooperierende Industrieroboter in Montagezellen
FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-17062-6.

Band 22: Georg Geyer
Entwicklung problemspezifischer Verfahrensketten in der Montage
FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16552-5.

Band 23: Rainer Flohr
Beitrag zur optimalen Verbindungstechnik in der Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16568-1.

Band 24: Alfons Rief
Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen in der Rohkarosseriefertigung
LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 1991. ISBN 3-446-16593-2.

Band 25: Christoph Thim
Rechnerunterstützte Optimierung von Materialflußstrukturen in der Elektronikmontage durch Simulation
FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17118-5.

Band 26: Roland Müller
CO_2 -Laserstrahlschneiden von kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen
LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992. ISBN 3-446-17104-5.

Band 27: Günther Schäfer
Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann
Entwicklung einerCAD/CAM-Prozeßkette für die Herstellung von Blechbiegeteilen
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann
Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und –schweißen: Prozeßführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung von Blechformteilen
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992. ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel
Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17242-4.

Band 31: Hubert Reinisch
Planungs- und Steuerungswerkzeuge zur impliziten Geräteprogrammierung in Roboterzellen
FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17380-3.

Band 32: Brigitte Bärnreuther
Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless
Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik in der Strahlführung einer CO_2-Hochleistungslaseranlage
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993. ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel
Entwicklung und Einsatz eines Simula-tionsverfahrens für operative undstrategische Probleme der Produktionsplanung und -steuerung
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmann
Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra
Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems für das Laserstrahlschneiden
LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993. ISBN 3-446-17719-1.

Band 37: Stephanie Abels
Modellierung und Optimierung von Montageanlagen in einem integrierten Simulationssystem
FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17731-0.

Band 38: Robert Schmidt-Hebbel
Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993. ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz
Oberflächenfeinbearbeitung keramischer Werkstoffe mit XeCl-Excimerlaserstrahlung
LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994. ISBN 3-446-17970-4.

Band 40: Konrad Grampp
Rechnerunterstützung bei Test und Schulung an Steuerungssoftware von SMD-Bestücklinien
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch
Wissensbasierte Unterstützung derAngebotsbearbeitung in der Investitionsgüterindustrie
FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18174-1.

Band 42: Armin Gropp
Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim Schneiden mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser
LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995. ISBN 3-446-18241-1.

Band 43: Werner Heckel
Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biegewinkelmessung mit dem Lichtschnittverfahren
LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995. ISBN 3-446-18243-8.

Band 44: Armin Rothhaupt
Modulares Planungssystem zur Optimierung der Elektronikfertigung
FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18307-8.

Band 45: Bernd Zöllner
Adaptive Diagnose in der Elektronikproduktion
FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18308-6.

Band 46: Bodo Vormann
Beitrag zur automatisierten Handhabungsplanung komplexer Blechbiegeteile
LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18345-0.

Band 47: Peter Schnepf
Zielkostenorientierte Montageplanung
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher
Konzept zur rechnerintegrierten Materialversorgung in flexiblen Fertigungssystemen
FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18412-0.

Band 49: Wolfgang Greska
Wissensbasierte Analyse undKlassifizierung von Blechteilen
LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18462-7.

Band 50: Jörg Franke
Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien für räumliche spritzgegossene Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995. ISBN 3-446-18448-1.

Band 51: Franz-Josef Zeller
Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995. ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie
Zeitbehandlung und Multimedia-Unterstützung in Feldkommunikationssystemen
FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996. ISBN 3-446-18607-7.

Band 53: Robert Hopperdietzel
Reengineering in der Elektro- und Elektronikindustrie
FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996. ISBN 3-87525-070-2.

Band 54: Thomas Rebhahn
Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung mit Excimerlasern - Systemkomponenten und Verfahrensoptimierungen
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab. 1996. ISBN 3-87525-075-3.

Band 55: Henning Hanebuth
Laserstrahlhartlöten mit Zweistrahltechnik
LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1996. ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr
Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen mitkooperierenden Robotern
FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab. 1996. ISBN 3-87525-076-1.

Band 57: Stefan Holzer
Berührungslose Formgebung mit-Laserstrahlung
LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 1996. ISBN 3-87525-079-6.

Band 58: Markus Schultz
Fertigungsqualität beim 3D-Laserstrahlschweißen vonBlechformteilen
LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab. 1997. ISBN 3-87525-080-X.

Band 59: Thomas Krebs
Integration elektromechanischer CA-Anwendungen über einem STEP-Produktmodell
FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab. 1997. ISBN 3-87525-081-8.

Band 60: Jürgen Sturm
Prozeßintegrierte Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion
FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 1997. ISBN 3-87525-082-6.

Band 61: Andreas Brand
Prozesse und Systeme zur Bestückung räumlicher elektronischer Baugruppen (3D-MID)
FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-087-7.

Band 62: Michael Kauf
Regelung der Laserstrahlleistung und der Fokusparameter einer CO_2-Hochleistungslaseranlage
LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 1997. ISBN 3-87525-083-4.

Band 63: Peter Steinwasser
Modulares Informationsmanagement in der integrierten Produkt- und Prozeßplanung
FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-084-2.

Band 64: Georg Liedl
Integriertes Automatisierungskonzept für den flexiblen Materialfluß in der Elektronikproduktion
FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab. 1997. ISBN 3-87525-086-9.

Band 65: Andreas Otto
Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen
LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab. 1997. ISBN 3-87525-089-3.

Band 66: Wolfgang Blöchl
Erweiterte Informationsbereitstellung an offenen CNC-Steuerungen zur Prozeß- und Programmoptimierung
FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-091-5.

Band 67: Klaus-Uwe Wolf
Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulenwickeln
FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-092-3.

Band 68: Frank Backes
Technologieorientierte Bahnplanung für die 3D-Laserstrahlbearbeitung
LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab. 1997. ISBN 3-87525-093-1.

Band 69: Jürgen Kraus
Laserstrahlumformen von Profilen
LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab. 1997. ISBN 3-87525-094-X.

Band 70: Norbert Neubauer
Adaptive Strahlführungen für CO_2-Laseranlagen
LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab. 1997. ISBN 3-87525-095-8.

Band 71: Michael Steber
Prozeßoptimierter Betrieb flexibler Schraubstationen in der automatisierten Montage
FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab. 1997. ISBN 3-87525-096-6.

Band 72: Markus Pfestorf
Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik
LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab. 1997. ISBN 3-87525-097-4.

Band 73: Volker Franke
Integrierte Planung und Konstruktion von Werkzeugen für die Biegebearbeitung
LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-098-2.

Band 74: Herbert Scheller
Automatisierte Demontagesysteme und recyclinggerechte Produktgestaltung elektronischer Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tab. 1998. ISBN 3-87525-099-0.

Band 75: Arthur Meßner
Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile – Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung
LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab. 1998. ISBN 3-87525-100-8.

Band 76: Mathias Glasmacher
Prozeß- und Systemtechnik zum Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab. 1998. ISBN 3-87525-101-6.

Band 77: Michael Schwind
Zerstörungsfreie Ermittlung mechanischer Eigenschaften von Feinblechen mit dem Wirbelstromverfahren
LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab. 1998. ISBN 3-87525-102-4.

Band 78: Manfred Gerhard
Qualitätssteigerung in der Elektronikproduktion durch Optimierung der Prozeßführung beim Löten komplexer Baugruppen
FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab. 1998. ISBN 3-87525-103-2.

Band 79: Elke Rauh
Methodische Einbindung der Simulation in die betrieblichen Planungs- und Entscheidungsabläufe
FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab. 1998. ISBN 3-87525-104-0.

Band 80: Sorin Niederkorn
Meßeinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung bei umformtechnischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998. ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schuberth
Regelung der Fokuslage beim Schweißen mit CO_2-Hochleistungslasern unter Einsatz von adaptiven Optiken
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab. 1998. ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo
Development and Implementation of Hierarchical Control Structures of Flexible Production Systems Using High Level Petri Nets
FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-109-1.

Band 83: Otto Meedt
Effizienzsteigerung bei Demontage und Recycling durch flexible Demontagetechnologien und optimierte Produktgestaltung
FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-108-3.

Band 84: Knuth Götz
Modelle und effiziente Modellbildung zur Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion
FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998. ISBN 3-87525-112-1.

Band 85: Ralf Luchs
Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT
FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998. ISBN 3-87525-113-7.

Band 86: Frank Pöhlau
Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999. ISBN 3-87525-114-8.

Band 87: Roland T. A. Kals
Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes
LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1999. ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn
Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion
FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab. 1999. ISBN 3-87525-116-4.

Band 89: Axel Sprenger
Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen
LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab. 1999. ISBN 3-87525-117-2.

Band 90: Hans-Jörg Pucher
Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten
LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab. 1999. ISBN 3-87525-119-9.

Band 91: Horst Arnet
Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung
LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 1999. ISBN 3-87525-120-2.

Band 92: Doris Schubart
Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO_2-Laserstrahlung
LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 1999. ISBN 3-87525-122-9.

Band 93: Adrianus L. P. Coremans
Laserstrahlsintern von Metallpulver - Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper
LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab. 1999. ISBN 3-87525-124-5.

Band 94: Hans-Martin Biehler
Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung
FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999. ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker
Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken
LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 1999. ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein
Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung
LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab. 1999. ISBN 3-87525-128-8.

Band 97: Gunter Beitinger
Herstellungs- und Prüfverfahren für thermoplastische Schaltungsträger
FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab. 1999. ISBN 3-87525-129-6.

Band 98: Jürgen Knoblach
Beitrag zur rechnerunterstützten verursachungsgerechten Angebotskalkulation von Blechteilen mit Hilfe wissensbasierter Methoden
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab. 1999. ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach
Bildverarbeitungssystem zur Erfassung der Anschlußgeometrie elektronischer SMT-Bauelemente
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2000. ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk
Simulationsbasierte Lebensdauervorhersage für Werkzeuge der Kaltmassivumformung
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab. 2000. ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl
Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung
FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000. ISBN 3-87525-137-7.

Band 102: Christian Hinsel
Ermüdungsbruchversagen hartstoffbeschichteter Werkzeugstähle in der Kaltmassivumformung
LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab. 2000. ISBN 3-87525-138-5.

Band 103: Stefan Bobbert
Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren
LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000. ISBN 3-87525-145-8.

Band 104: Harald Rottbauer
Modulares Planungswerkzeug zum Produktionsmanagement in der Elektronikproduktion
FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-139-3.

Band 105: Thomas Hennige
Flexible Formgebung von Blechen durch Laserstrahlumformen
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel
Wissensbasierte Methoden für die rechnergestützte Charakterisierung und Bewertung innovativer Fertigungsprozesse
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-142-3.

Band 107: Thomas Stöckel
Kommunikationstechnische Integration der Prozeßebene in Produktionssysteme durch Middleware-Frameworks
FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab.
2001. ISBN 3-87525-143-1.

Band 108: Frank Pitter
Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen durch Einsatz mechatronischer Sensorlösungen
FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab.
2001. ISBN 3-87525-144-X.

Band 109: Markus Korneli
Integration lokaler CAP-Systeme in einen globalen Fertigungsdatenverbund
FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab.
2001. ISBN 3-87525-146-6.

Band 110: Burkhard Müller
Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern - Prozeßparameter und Modelle zur Aktorkonstruktion
LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab.
2001. ISBN 3-87525-159-8.

Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet zum effizienten Service von Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab.
2001. ISBN 3-87525-147-4.

Band 112: Robert Feuerstein
Qualitäts- und kosteneffiziente Integration neuer Bauelementetechnologien in die Flachbaugruppenfertigung
FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab.
2001. ISBN 3-87525-151-2.

Band 113: Marcus Reichenberger
Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten alternativer Elektroniklote in der Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab.
2001. ISBN 3-87525-152-0.

Band 114: Alexander Huber
Justieren vormontierter Systeme mit dem Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren
LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab.
2001. ISBN 3-87525-153-9.

Band 115: Sami Krimi
Analyse und Optimierung von Montagesystemen in der Elektronikproduktion
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab.
2001. ISBN 3-87525-157-1.

Band 116: Marion Merklein
Laserstrahlumformen von Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung der Mikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften
LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab.
2001. ISBN 3-87525-156-3.

Band 117: Thomas Collisi
Ein informationslogistisches Architekturkonzept zur Akquisition simulationsrelevanter Daten
FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab.
2002. ISBN 3-87525-164-4.

Band 118: Markus Koch
Rationalisierung und ergonomische Optimierung im Innenausbau durch den Einsatz moderner Automatisierungstechnik
FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab.
2002. ISBN 3-87525-165-2.

Band 119: Michael Schmidt
Prozeßregelung für das Laserstrahl-Punktschweißen in der Elektronikproduktion
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab.
2002. ISBN 3-87525-166-0.

Band 120: Nicolas Tiesler
Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile
LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab.
2002. ISBN 3-87525-175-X.

Band 121: Lars Pursche
Methoden zur technologieorientierten Programmierung für die 3D-Lasermikrobearbeitung
LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tab.
2002. ISBN 3-87525-183-0.

Band 122: Jan-Oliver Brassel
Prozeßkontrolle beim Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab.
2002. ISBN 3-87525-181-4.

Band 123: Mark Geisel
Prozeßkontrolle und -steuerung beim Laserstrahlschweißen mit den Methoden der nichtlinearen Dynamik
LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab.
2002. ISBN 3-87525-180-6.

Band 124: Gerd Eßer
Laserstrahlunterstützte Erzeugung metallischer Leiterstrukturen auf Thermoplastsubstraten für die MID-Technik
LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab.
2002. ISBN 3-87525-171-7.

Band 125: Marc Fleckenstein
Qualität laserstrahl-gefügter Mikroverbindungen elektronischer Kontakte
LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab.
2002. ISBN 3-87525-170-9.

Band 126: Stefan Kaufmann
Grundlegende Untersuchungen zum Nd:YAG- Laserstrahlfügen von Silizium für Komponenten der Optoelektronik
LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab.
2002. ISBN 3-87525-172-5.

Band 127: Thomas Fröhlich
Simultanes Löten von Anschlußkontakten elektronischer Bauelemente mit Diodenlaserstrahlung
LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab.
2002. ISBN 3-87525-186-5.

Band 128: Achim Hofmann
Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Umformen von Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab. 2002. ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch
3 - D MID Technologie in der Automobilelektronik
FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab. 2002. ISBN 3-87525-169-5.

Band 130: Thomas Pohl
Fertigungsqualität und Umformbarkeit laserstrahlgeschweißter Formplatinen aus Aluminiumlegierungen
LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab. 2002. ISBN 3-87525-173-3.

Band 131: Matthias Wenk
Entwicklung eines konfigurierbaren Steuerungssystems für die flexible Sensorführung von Industrierobotern
FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab. 2002. ISBN 3-87525-174-1.

Band 132: Matthias Negendanck
Neue Sensorik und Aktorik für Bearbeitungsköpfe zum Laserstrahlschweißen
LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab. 2002. ISBN 3-87525-184-9.

Band 133: Oliver Kreis
Integrierte Fertigung - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, Trennen und Laserstrahlschweißen in einem Werkzeug sowie ihre tele- und multimediale Präsentation
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab. 2002. ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner
Technische Umsetzung produktbezogener Instrumente der Umweltpolitik bei Elektro- und Elektronikgeräten
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab. 2002. ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier
Strategien für einen produktorientierten Einsatz räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2002. ISBN 3-87525-178-4.

Band 136: Jürgen Wunderlich
Kostensimulation - Simulationsbasierte Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer Produktionssysteme
FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab. 2002. ISBN 3-87525-179-2.

Band 137: Stefan Novotny
Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-185-7.

Band 138: Andreas Licha
Flexible Montageautomatisierung zur Komplettmontage flächenhafter Produktstrukturen durch kooperierende Industrieroboter
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab. 2003. ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth
Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und Verbindungstechnik für mechatronische Baugruppen
FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab. 2003. ISBN 3-87525-190-3.

Band 140: Frank Christoph
Durchgängige simulationsgestützte Planung von Fertigungseinrichtungen der Elektronikproduktion
FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab. 2003. ISBN 3-87525-191-1.

Band 141: Hinnerk Hagenah
Simulationsbasierte Bestimmung der zu erwartenden Maßhaltigkeit für das Blechbiegen
LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab. 2003. ISBN 3-87525-192-X.

Band 142: Ralf Eckstein
Scherschneiden und Biegen metallischer Kleinstteile - Materialeinfluss und Materialverhalten
LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2003. ISBN 3-87525-193-8.

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff
Excimerlaserstrahlbiegen dünner metallischer Folien mit homogener Lichtlinie
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2003. ISBN 3-87525-196-2.

Band 144: Andreas Kach
Rechnergestützte Anpassung von Laserstrahlschneidbahnen an Bauteilabweichungen
LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 2004. ISBN 3-87525-197-0.

Band 145: Stefan Hierl
System- und Prozeßtechnik für das simultane Löten mit Diodenlaserstrahlung von elektronischen Bauelementen
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab. 2004. ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker
Tribologische Eigenschaften keramischer Blechumformwerkzeuge-Einfluss einer Oberflächenendbearbeitung mittels Excimerlaserstrahlung
LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab. 2004. ISBN 3-87525-200-4.

Band 147: Ulrich Wenger
Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze
FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tab. 2004. ISBN 3-87525-203-9.

Band 148: Stefan Slama
Effizienzsteigerung in der Montage durch marktorientierte Montagestrukturen und erweiterte Mitarbeiterkompetenz
FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tab. 2004. ISBN 3-87525-204-7.

Band 149: Thomas Wurm
Laserstrahljustieren mittels Aktoren-Entwicklung von Konzepten und Methoden für die rechnerunterstützte Modellierung und Optimierung von komplexen Aktorsystemen in der Mikrotechnik
LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab. 2004. ISBN 3-87525-206-3.

Band 150: Martino Celeghini
Wirkmedienbasierte Blechumformung: Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss von Werkstoff und Bauteilgeometrie
LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab.
2004. ISBN 3-87525-207-1.

Band 151: Ralph Hohenstein
Entwurf hochdynamischer Sensor- und Regelsysteme für die adaptiveLaserbearbeitung
LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab.
2004. ISBN 3-87525-210-1.

Band 152: Angelika Hutterer
Entwicklung prozessüberwachender Regelkreise für flexible Formgebungsprozesse
LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab.
2005. ISBN 3-87525-212-8.

Band 153: Emil Egerer
Massivumformen metallischer Kleinstteile bei erhöhter Prozesstemperatur
LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab.
2005. ISBN 3-87525-213-6.

Band 154: Rüdiger Holzmann
Strategien zur nachhaltigen Optimierung von Qualität und Zuverlässigkeit in der Fertigung hochintegrierter Flachbaugruppen
FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab.
2005. ISBN 3-87525-217-9.

Band 155: Marco Nock
Biegeumformen mit Elastomerwerkzeugen Modellierung, Prozessauslegung und Abgrenzung des Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab.
2005. ISBN 3-87525-218-7.

Band 156: Frank Niebling
Qualifizierung einer Prozesskette zum Laserstrahlsintern metallischer Bauteile
LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab.
2005. ISBN 3-87525-219-5.

Band 157: Markus Meiler
Großserientauglichkeit trockenschmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, zum Umformverhalten und Bauteilversuche
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab.
2005. ISBN 3-87525-221-7.

Band 158: Agus Sutanto
Solution Approaches for Planning of Assembly Systems in Three-Dimensional Virtual Environments
FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab.
2005. ISBN 3-87525-220-9.

Band 159: Matthias Boiger
Hochleistungssysteme für die Fertigung elektronischer Baugruppen auf der Basis flexibler Schaltungsträger
FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab.
2005. ISBN 3-87525-222-5.

Band 160: Matthias Pitz
Laserunterstütztes Biegen höchstfester Mehrphasenstähle
LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab.
2005. ISBN 3-87525-223-3.

Band 161: Meik Vahl
Beitrag zur gezielten Beeinflussung des Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-Umformen von Blechen
LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab.
2005. ISBN 3-87525-224-1.

Band 162: Peter K. Kraus
Plattformstrategien - Realisierung einer varianz- und kostenoptimierten Wertschöpfung
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tab.
2005. ISBN 3-87525-226-8.

Band 163: Adrienn Cser
Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessanalyse und -modellierung
LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab.
2005. ISBN 3-87525-227-6.

Band 164: Markus C. Hahn
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung von Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab.
2005. ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimierung von Vorschubachsen
FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab.
2005. ISBN 3-87525-230-6.

Band 166: Markus Stark
Auslegung und Fertigung hochpräziser Faser-Kollimator-Arrays
LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab.
2005. ISBN 3-87525-231-4.

Band 167: Yurong Zhou
Kollaboratives Engineering Management in der integrierten virtuellen Entwicklung der Anlagen für die Elektronikproduktion
FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab.
2005. ISBN 3-87525-232-2.

Band 168: Werner Enser
Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen
FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab.
2005. ISBN 3-87525-233-0.

Band 169: Katrin Melzer
Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle
FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab.
2005. ISBN 3-87525-234-9.

Band 170: Alexander Putz
Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall
LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab.
2006. ISBN 3-87525-237-3.

Band 171: Martin Prechtl
Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik
LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab.
2006. ISBN 3-87525-238-1.

Band 172: Markus Meidert
Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung
LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab.
2006. ISBN 3-87525-239-X.

Band 173: Bernd Müller
Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile
FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tab.
2006. ISBN 3-87525-240-3.

Band 174: Alexander Hofmann
Hybrides Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab.
2006. ISBN 978-3-87525-243-9.

Band 175: Peter Wölflick
Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für bleifreie Mechatronik-Anwendungen
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi
Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods
LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp
Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen
LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-249-1.

Band 178: Veit Rückel
Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter
FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-250-7.

Band 179: Manfred Dirscherl
Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse
LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo
Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang
Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Produktion
FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß
Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere
LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker
Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Bestückung permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten
FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer
Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechumformprozesse
LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-260-6.

Band 185: Klaus Lamprecht
Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge
LFT, 137 Seiten, 81 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß
Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatronischerBaugruppen
FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch
Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter Aluminiumplatinen
LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber
Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme
FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick
Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-268-2.

Band 190: Joachim Hecht
Werkstoffcharakterisierung und Prozessauslegung für die wirkmedienbasierte Doppelblech-Umformung von Magnesiumlegierungen
LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl
Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung
LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi
Innenhochdruck-Umformen verstärkter Blech-Rahmenstrukturen
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff
Untersuchung der Prozesseinflussgrößen beim Presshärten des höchstfesten Vergütungsstahls 22MnB5
LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez
Simulationsgestützte Methoden zur effizienten Gestaltung von Lötprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze
Automatisierte Montage von makromechatronischen Modulen zur flexiblen Integration in hybride Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-278-1.

Band 196: Wolfgang Hußnätter
Grundlegende Untersuchungen zur experimentellen Ermittlung und zur Modellierung von Fließortkurven bei erhöhten Temperaturen
LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl
Entwicklung, angepasste Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen Baugruppen
FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth
Grundlegende Untersuchungen zum Excimerlaserstrahl-Abtragen unter Flüssigkeitsfilmen
LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-281-1.

Band 199: Artur Giera
Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreibschweißen metallischer Werkstoffe
LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler
Beschreibung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-286-6.

Band 201: Andreas Blankl
Untersuchungen zur Erhöhung der Prozessrobustheit bei der Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten Laserstrahlfügeoperationen
LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-287-3.

Band 202: Andreas Schaller
Modellierung eines nachfrageorientierten Produktionskonzeptes für mobile Telekommunikationsgeräte
FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-289-7.

Band 203: Claudius Schimpf
Optimierung von Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich
Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessemissionen beim Laserstrahltiefschweißen
LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf
Entwicklung eines agentenbasierten Steuerungssystems zur Materialflussorganisation im wandelbaren Produktionsumfeld
FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder. 2009. ISBN 978-3-87525-293-4.

Band 206: Steffen Polster
Laserdurchstrahlschweißen transparenter Polymerbauteile
LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfler
Rührreibschweißen von walzplattiertem Halbzeug und Aluminiumblech zur Herstellung flächiger Aluminiumschaum-Sandwich-Verbundstrukturen
LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-295-8.

Band 208: Uwe Vogt
Seriennahe Auslegung von Aluminium Tailored Heat Treated Blanks
LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-296-5.

Band 209: Till Laumann
Qualitative und quantitative Bewertung der Crashtauglichkeit von höchstfesten Stählen
LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-299-6.

Band 210: Alexander Diehl
Größeneffekte bei Biegeprozessen-Entwicklung einer Methodik zur Identifikation und Quantifizierung
LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-302-3.

Band 211: Detlev Staud
Effiziente Prozesskettenauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter und geschweißter Aluminiumbleche
LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-303-0.

Band 212: Jens Ackermann
Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe
LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel
Grundlegende Untersuchungen zum Kontaktzustand zwischen Werkstück und Werkzeug bei umformtechnischen Prozessen unter tribologischen Gesichtspunkten
LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-307-8.

Band 214: Stefan Geißdörfer
Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation
LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-308-5.

Band 215: Christian Matzner
Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer Systeme gegen die Einwirkung von Betauung im Automobil
FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 216: Florian Schüßler
Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-310-8.

Band 217: Massimo Cojutti
Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren
LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-312-2.

Band 218: Raoul Plettke
Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren
LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-315-3.

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte
FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam
Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery
LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 221: Michael Rösch
Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion
FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 222: Thomas Rechtenwald
Quasi-isothermes Laserstrahlsintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK
LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan
Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern
FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner
Beanspruchungsangepasste Kaltmassivumformwerkzeuge durch lokal optimierte Werkzeugoberflächen
LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber
Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten
LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuser
Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften: Temperierte Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimuation und funktionale Untersuchung
LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak
Material Adapted Design of Cold Forging Tools Exemplified by Powder Metallurgical Tool Steels and Ceramics
LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz
Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen
LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-333-7.

Band 229: Alexander Grimm
Prozessanalyse und -überwachung des Laserstrahlhartlötens mittels optischer Sensorik
LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kaupper
Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegbarkeit
LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß
Modellbasierte Prozessauslegung für die Kaltmassivumformung unter Brücksichtigung der Werkzeug- und Pressenauffederung
LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth
Analyse und Optimierung der Entwicklung und Zuverlässigkeit räumlicher Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler
Ganzheitliche Automatisierung mechatronischer Systeme in der Medizin am Beispiel Strahlentherapie
FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-342-9.

Band 234: Florian Albert
Automatisiertes Laserstrahllöten und -reparaturlöten elektronischer Baugruppen
LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr
Analyse und Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler
Prozessdynamik beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche im Überlappstoß
LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger
Seriennahe Auslegung der Prozesskette zur wärmeunterstützten Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen
LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel
Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-350-4.

Band 239: Rajesh Kanawade
In-vivo Monitoring of Epithelium Vessel and Capillary Density for the Application of Detection of Clinical Shock and Early Signs of Cancer Development
LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse
Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens
LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-352-8.

Band 241: Karl-Heinz Leitz
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz und ultrakurz gepulster Laserstrahlung
LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-355-9.

Band 242: Markus Michl
Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen technischen Diagnose
FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-356-6.

Band 243: Vera Sturm
Einfluss von Chargenschwankungen auf die Verarbeitungsgrenzen von Stahlwerkstoffen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-357-3.

Band 244: Christian Neudel
Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau
LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-358-0.

Band 245: Anja Neumann
Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk
LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-360-3.

Band 246: Ulf-Hermann Quentin
Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen
LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-361-0.

Band 247: Erik Lamprecht
Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösel
Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-363-4.

Band 249: Paul Hippchen
Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung
LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-364-1.

Band 250: Martin Zubeil
Versagensprognose bei der Prozesssimulation von Biegeumform- und Falzverfahren
LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-365-8.

Band 251: Alexander Kühl
Flexible Automatisierung der Statorenmontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik
FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-367-2.

Band 252: Thomas Albrecht
Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen
FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-368-9.

Band 253: Florian Risch
Planning and Production Concepts for Contactless Power Transfer Systems for Electric Vehicles
FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-369-6.

Band 254: Markus Weigl
Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen
LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-370-2.

Band 255: Johannes Noneder
Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen
LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-371-9.

Band 256: Andreas Reinhardt
Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger
FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-373-3.

Band 257: Tobias Schmuck
Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation
FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder. 2014.
ISBN 978-3-87525-374-0.

Band 258: Bernd Eichenhüller
Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen
LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-375-7.

Band 259: Felix Lütteke
Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren
FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-376-4.

Band 260: Martin Grüner
Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium
LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-379-5.

Band 261: Christian Brock
Analyse und Regelung des Laserstrahltiefschweißprozesses durch Detektion der Metalldampffackelposition
LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-380-1.

Band 262: Peter Vatter
Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode
LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-381-8.

Band 263: Florian Klämpfl
Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung
LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-384-9.

Band 264: Matthias Domke
Transiente physikalische Mechanismen bei der Laserablation von dünnen Metallschichten
LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz
Community-basierte Optimierung des Anlagenengineerings
FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab.
2015.
ISBN 978-3-87525-386-3.

Band 266: Hung Nguyen
Qualifizierung des Potentials von Verfestigungseffekten zur Erweiterung des Umformvermögens aushärtbarer Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert
Erweiterung und Verbesserung von Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus
Erstellung eines Werkstofforientierten Fertigungsprozessfensters zur Steigerung des Formgebungsvermögens von Alumi-niumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten Wärmebehandlung
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-391-7.

Band 269: Thomas Svec
Untersuchungen zur Herstellung von funktionsoptimierten Bauteilen im partiellen Presshärtprozess mittels lokal unterschiedlich temperierter Werkzeuge
LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-392-4.

Band 270: Tobias Schrader
Grundlegende Untersuchungen zur Verschleißcharakterisierung beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela
Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung und Fehlerdetektion an magnetischen Aktoren
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland
Entwicklung einer Methode zur Prognose adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen für das direkte Presshärten
LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-395-5.

Band 273: René Schramm
Strukturierte additive Metallisierung durch kaltaktives Atmosphärendruckplasma
FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-396-2.

Band 274: Michael Lechner
Herstellung beanspruchungsangepasster Aluminiumblechhalbzeuge durch eine maßgeschneiderte Variation der Abkühlgeschwindigkeit nach Lösungsglühen
LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-397-9.

Band 275: Kolja Andreas
Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim Kaltfließpressen
LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-398-6.

Band 276: Marcus Baum
Laser Consolidation of ITO Nanoparticles for the Generation of Thin Conductive Layers on Transparent Substrates
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider
Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof
Sematische Modellierung automatisierter Produktionssysteme zur Verbesserung der IT-Integration zwischen Anlagen-Engineering und Steuerungsebene
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab.
2015. ISBN 978-3-87525-402-0.

Band 279: Fabian Zöller
Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler
Einsatz technologischer Versuche zur Erweiterung der Versagensvorhersage bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten Stählen
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Bönig
Integration des Systemverhaltens von Automobil-Hochvoltleitungen in die virtuelle Absicherung durch strukturmechanische Simulation
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab.
2016.
ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl
Automatisierte Datenerfassung für diskret ereignisorientierte Simulationen in der energieflexibelen Fabrik
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab.
2016.
ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold
Mikroschockwellenumformung mittels ultrakurzer Laserpulse
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-407-5.

Band 284: Stefan Berger
Laserstrahlschweißen thermoplastischer Kohlenstofffaserverbundwerkstoffe mit spezifischem Zusatzdraht
LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab.
2016. ISBN 978-3-87525-408-2.

Band 285: Martin Bornschlegl
Methods-Energy Measurement - Eine Methode zur Energieplanung für Fügeverfahren im Karosseriebau
FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-409-9.

Band 286: Tobias Rackow
Erweiterung des Unternehmenscontrollings um die Dimension Energie
FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-410-5.

Band 287: Johannes Koch
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung zyklisch-symmetrischer Bauteile mit Nebenformelementen durch Blechmassivumformung
LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-411-2.

Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann
Beitrag zur Untersuchung der tribologischen Bedingungen in der Blechmassivumformung - Bereitstellung von tribologischen Modellversuchen und Realisierung von Tailored Surfaces
LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-412-9.

Band 289: Thomas Senner
Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operation des Nasspressprozesses von Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-414-3.

Band 290: Sven Kreitlein
Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion
FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-415-0.

Band 291: Christian Roos
Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie
LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-416-7.

Band 292: Alexander Kahrimanidis
Thermisch unterstützte Umformung von Aluminiumblechen
LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-417-4.

Band 293: Jan Tremel
Flexible Systems for Permanent Magnet Assembly and Magnetic Rotor Measurement / Flexible Systeme zur Montage von Permanentmagneten und zur Messung magnetischer Rotoren
FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-419-8.

Band 294: Ioannis Tsoupis
Schädigungs- und Versagensverhalten hochfester Leichtbauwerkstoffe unter Biegebeanspruchung
LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-420-4.

Band 295: Sven Hildering
Grundlegende Untersuchungen zum Prozessverhalten von Silizium als Werkzeugwerkstoff für das Mikroscherschneiden metallischer Folien
LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-422-8.

Band 296: Sasia Mareike Hertweck
Zeitliche Pulsformung in der Lasermikromaterialbearbeitung – Grundlegende Untersuchungen und Anwendungen
LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-423-5.

Band 297: Paryanto
Mechatronic Simulation Approach for the Process Planning of Energy-Efficient Handling Systems
FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-424-2.

Band 298: Peer Stenzel
Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe
FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-425-9.

Band 299: Mario Lušić
Ein Vorgehensmodell zur Erstellung montageführender Werkerinformationssysteme simultan zum Produktentstehungsprozess
FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-426-6.

Band 300: Arnd Buschhaus
Hochpräzise adaptive Steuerung und Regelung robotergeführter Prozesse
FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-427-3.

Band 301: Tobias Laumer
Erzeugung von thermoplastischen Werkstoffverbunden mittels simultanem, intensitätsselektivem Laserstrahlschmelzen
LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-428-0.

Band 302: Nora Unger
Untersuchung einer thermisch unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der höherfesten Aluminiumlegierung EN AW-7020
LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-429-7.

Band 303: Tommaso Stellin
Design of Manufacturing Processes for the Cold Bulk Forming of Small Metal Components from Metal Strip
LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-430-3.

Band 304: Bassim Bachy
Experimental Investigation, Modeling, Simulation and Optimization of Molded Interconnect Devices (MID) Based on Laser Direct Structuring (LDS) / Experimentelle Untersuchung, Modellierung, Simulation und Optimierung von Molded Interconnect Devices (MID) basierend auf Laser Direktstrukturierung (LDS)
FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-431-0.

Band 305: Michael Spahr
Automatisierte Kontaktierungsverfahren für flachleiterbasierte Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-432-7.

Band 306: Sebastian Suttner
Charakterisierung und Modellierung des spannungszustandsabhängigen Werkstoffverhaltens der Magnesiumlegierung AZ31B für die numerische Prozessauslegung
LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-433-4.

Band 307: Bhargav Potdar
A reliable methodology to deduce thermo-mechanical flow behaviour of hot stamping steels
LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-436-5.

Band 308: Maria Löffler
Steuerung von Blechmassivumformprozessen durch maßgeschneiderte tribologische Systeme
LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-133-1.

Band 309: Martin Müller
Untersuchung des kombinierten Trenn- und Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren
LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2018.
ISBN: 978-3-96147-135-5.

Band 310: Christopher Kästle
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbondtechnologie für integrierte Leistungsmodule in harschen Umgebungsbedingungen
FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab. 2018.
ISBN 978-3-96147-145-4.

Band 311: Daniel Vipavc
Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen
LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-147-8.

Band 312: Christina Ramer
Arbeitsraumüberwachung und autonome Bahnplanung für ein sicheres und flexibles Roboter-Assistenzsystem in der Fertigung
FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab. 2018.
ISBN 978-3-96147-153-9.

Band 313: Miriam Rauer
Der Einfluss von Poren auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen von Hochleistungs-Leuchtdioden
FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab. 2018.
ISBN 978-3-96147-157-7.

Band 314: Felix Tenner
Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche
LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab. 2018.
ISBN 978-3-96147-160-7.

Band 315: Aarief Syed-Khaja
Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics
FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab. 2018.
ISBN 978-3-87525-162-1.

Band 316: Adam Schaub
Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung
LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-166-9.

Band 317: Daniel Gröbel
Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung
LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand
Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess
LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-174-4.

Band 319: Tobias Konrad
Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen
LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-176-8.

Band 320: David Meinel
Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge
FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-184-3.

Band 321: Andrea Zimmermann
Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile
LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-190-4.

Band 322: Christoph Amann
Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-194-2.

Band 323: Jennifer Tenner
Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen
LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöller
Mapping Individual Subjective Values to Product Design
KTmfk, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-202-4.

Band 325: Stefan Lutz
Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation
LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-209-3.

Band 326: Tobias Gnibl
Modellbasierte Prozesskettenabbildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbau-strukturteile
LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-217-8.

Band 327: Johannes Bürner
Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher
FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm
Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge
LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer
Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip
LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-229-1.

Band 330: Stephan Rapp
Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transienter optischer Materialeigen-schaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung
LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-235-2.

Band 331: Michael Scholz
Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten Transportentitäten
FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-237-6.

Band 332: Eva Bogner
Strategien der Produktindividualisierung in der produzierenden Industrie im Kontext der Digitalisierung
FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-246-8.

Band 333: Daniel Benjamin Krüger
Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion
KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab. 2019.
ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn
Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID)
FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab. 2019.
ISBN: 978-3-96147-252-9.

Band 335: Hans Fleischmann
Modellbasierte Zustands- und Prozessüberwachung auf Basis sozio-cyber-physischer Systeme
FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab. 2019.
ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski
Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung
LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab. 2019.
ISBN: 978-3-96147-270-3.

Band 337: Markus Brandmeier
Ganzheitliches ontologiebasiertes Wissensmanagement im Umfeld der industriellen Produktion
FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab. 2020.
ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr
Datenerfassung für die Anwendung lernender Algorithmen bei der Herstellung von Blechformteilen
LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab. 2020.
ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener
Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern
LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng
Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißcrimpprozesses
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-293-2.

Band 341: Patrik Schwingenschlögl
Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten
LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-297-0.

Band 342: Emanuela Affronti
Evaluation of failure behaviour of sheet metals
LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-303-8.

Band 343: Julia Degner
Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess
LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-307-6.

Band 344: Maximilian Wagner
Automatische Bahnplanung für die Aufteilung von Prozessbewegungen in synchrone Werkstück- und Werkzeugbewegungen mittels Multi-Roboter-Systemen
FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-309-0.

Band 345: Stefan Härter
Qualifizierung des Montageprozesses hochminiaturisierter elektronischer Bauelemente
FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-314-4.

Band 346: Toni Donhauser
Ressourcenorientierte Auftragsregelung in einer hybriden Produktion mittels betriebsbegleitender Simulation
FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-316-8.

Band 347: Philipp Amend
Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen
LPT, xv u. 154 Seiten, 67 Bilder. 2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Band 348: Matthias Ehlert
Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung
KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-328-1.

Band 349: Thomas Sander
Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten
KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-330-4.

Band 350: Florian Pilz
Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen
LFT, x u. 170 Seiten, 103Bilder, 4 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-332-8.

Band 351: Sebastian Josef Katona
Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometriemodelle
KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-336-6.

Band 352: Jürgen Herrmann
Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014
LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-344-1.

Band 353: Christof Küstner
Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung
KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-348-9.

Band 354: Tobias Gläßel
Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenwicklungen für automobile Traktionsantriebe
FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-356-4.

Band 355: Andreas Meinel
Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrol-lenlagern
KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-358-8.

Band 356: Hannah Riedle
Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation
FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-367-0.

Band 357: Maximilian Landgraf
Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen
FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-380-9.

Band 358: Alireza Esfandyari
Multi-Objective Process Optimization for Overpressure Reflow Soldering in Electronics Production
FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab. 2020.
ISBN 978-3-96147-382-3.

Band 359: Christian Sand
Prozessübergreifende Analyse komplexer Montageprozessketten mittels Data Mining
FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-398-4.

Band 360: Ralf Merkl
Closed-Loop Control of a Storage-Supported Hybrid Compensation System for Improving the Power Quality in Medium Voltage Networks
FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-402-8.

Band 361: Thomas Reitberger
Additive Fertigung polymerer optischer Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren
FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-400-4.

Band 362: Marius Christian Fechter
Modellierung von Vorentwürfen in der virtuellen Realität mit natürlicher Fingerinteraktion
KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-404-2.

Band 363: Franziska Neubauer
Oberflächenmodifizierung und Entwicklung einer Auswertemethodik zur Verschleißcharakterisierung im Presshärteprozess
LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-406-6.

Band 364: Eike Wolfram Schäffer
Web- und wissensbasierter Engineering-Konfigurator für roboterzentrierte Automatisierungslösungen
FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-410-3.

Band 365: Daniel Gross
Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidbasierten kryogenen Minimalmengenschmierung
REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-412-7.

Band 366: Daniel Junker
Qualifizierung laser-additiv gefertigter Komponenten für den Einsatz im Werkzeugbau der Massivumformung
LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-416-5.

Band 367: Tallal Javied
Totally Integrated Ecology Management for Resource Efficient and Eco-Friendly Production
FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-418-9.

Band 368: David Marco Hochrein
Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine Analysestrategie zur Bestimmung des Reibungs-, Axialschub- und Temperaturverhaltens von Nadelkränzen –
KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder, 39 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-420-2.

Band 369: Daniel Gräf
Funktionalisierung technischer Oberflächen mittels prozessüberwachter aerosolbasierter Drucktechnologie
FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-433-2.

Band 370: Andreas Gröschl
Hochfrequent fokusabstandsmodulierte Konfokalsensoren für die Nanokoordinatenmesstechnik
FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-435-6.

Band 371: Johann Tüchsen
Konzeption, Entwicklung und Einführung des Assistenzsystems D-DAS für die Produktentwicklung elektrischer Motoren
KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-437-0.

Band 372: Max Marian
Numerische Auslegung von Oberflächenmikrotexturen für geschmierte tribologische Kontakte
KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-439-4.

Band 373: Johannes Strauß
Die akustooptische Strahlformung in der Lasermaterialbearbeitung
LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder. 2021. ISBN 978-3-96147-441-7.

Band 374: Martin Hohmann
Machine learning and hyper spectral imaging: Multi Spectral Endoscopy in the Gastro Intestinal Tract towards Hyper Spectral Endoscopy
LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-445-5.

Band 375: Timo Kordaß
Lasergestütztes Verfahren zur selektiven Metallisierung von epoxidharzbasierten Duromeren zur Steigerung der Integrationsdichte für dreidimensionale mechatronische Package-Baugruppen
FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder, 24 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-443-1.

Band 376: Philipp Kestel
Assistenzsystem für den wissensbasierten Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-Elemente-Analysen
KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder, 17 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-457-8.

Band 377: Martin Lerchen
Messverfahren für die pulverbettbasierte additive Fertigung zur Sicherstellung der Konformität mit geometrischen Produktspezifikationen
FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab. 2021.
ISBN 978-3- 96147-463-9.

Band 378: Michael Schneider
Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten
FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-465-3.

Band 379: Tobias Sprügel
Sphärische Detektorflächen als Unterstützung der Produktentwicklung zur Datenanalyse im Rahmen des Digital Engineering
KTmfk, xiii u. 213 Seiten, 84 Bilder, 33 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-475-2.

Band 380: Tom Häfner
Multipulseffekte beim Mikro-Materialabtrag von Stahllegierungen mit Pikosekunden-Laserpulsen
LPT, xxviii u. 159 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-479-0.

Band 381: Björn Heling
Einsatz und Validierung virtueller Absicherungsmethoden für abweichungs-behaftete Mechanismen im Kontext des Robust Design
KTmfk, xi u. 169 Seiten, 63 Bilder, 27 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-487-5.

Band 382: Tobias Kolb
Laserstrahl-Schmelzen von Metallen mit einer Serienanlage – Prozesscharakterisierung und Erweiterung eines Überwachungssystems
LPT, xv u. 170 Seiten, 128 Bilder, 16 Tab. 2021.
ISBN 978-3-96147-491-2.

Band 383: Mario Meinhardt
Widerstandselementschweißen mit gestauchten Hilfsfügeelementen - Umformtechnische Wirkzusammenhänge zur Beeinflussung der Verbindungsfestigkeit
LFT, xii u. 189 Seiten, 87 Bilder, 4 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-473-8.

Band 384: Felix Bauer
Ein Beitrag zur digitalen Auslegung von Fügeprozessen im Karosseriebau mit Fokus auf das Remote-Laserstrahlschweißen unter Einsatz flexibler Spanntechnik
LFT, xi u. 185 Seiten, 74 Bilder, 12 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-498-1.

Band 385: Jochen Zeitler
Konzeption eines rechnergestützten Konstruktionssystems für optomechatronische Baugruppen
FAPS, xix u. 172 Seiten, 88 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-499-8.

Band 386: Vincent Mann
Einfluss von Strahloszillation auf das Laserstrahlschweißen hochfester Stähle
LPT, xiii u. 172 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-503-2.

Band 387: Chen Chen
Skin-equivalent opto-/elastofluidic in-vitro microphysiological vascular models for translational studies of optical biopsies
LPT, xx u. 126 Seiten, 60 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-505-6.

Band 388: Stefan Stein
Laser drop on demand joining as bonding method for electronics assembly and packaging with high thermal requirements
LPT, x u. 112 Seiten, 54 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-507-0

Band 389: Nikolaus Urban
Untersuchung des Laserstrahlschmelzens von Neodym-Eisen-Bor zur additiven Herstellung von Permanentmagneten
FAPS, x u. 174 Seiten, 88 Bilder, 18 Tab. 2022.
ISBN: 978-3-96147-501-8.

Band 390: Yiting Wu
Großflächige Topographiemessungen mit einem Weißlichtinterferenzmikroskop und einem metrologischen Rasterkraftmikroskop
FMT, xii u. 142 Seiten, 68 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN: 978-3-96147-513-1.

Band 391: Thomas Papke
Untersuchungen zur Umformbarkeit hybrider Bauteile aus Blechgrundkörper und additiv gefertigter Struktur
LFT, xii u. 194 Seiten, 71 Bilder, 16 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-515-5.

Band 392: Bastian Zimmermann
Einfluss des Vormaterials auf die mehrstufige Kaltumformung vom Draht
LFT, xi u. 182 Seiten, 36 Bilder, 6 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-519-3.

Band 393: Harald Völkl
Ein simulationsbasierter Ansatz zur Auslegung additiv gefertigter FLM-Faserverbundstrukturen
KTmfk, xx u. 204 Seiten, 95 Bilder, 22 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-523-0.

Band 394: Robert Schulte
Auslegung und Anwendung prozessangepasster Halbzeuge für Verfahren der Blechmassivumformung
LFT, x u. 163 Seiten, 93 Bilder, 5 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-525-4.

Band 395: Philipp Frey
Umformtechnische Strukturierung metallischer Einleger im Folgeverbund für mediendichte Kunststoff-Metall-Hybridbauteile
LFT, ix u. 180 Seiten, 83 Bilder, 7 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-534-6.

Band 396: Thomas Johann Luft
Komplexitätsmanagement in der Produktentwicklung - Holistische Modellierung, Analyse, Visualisierung und Bewertung komplexer Systeme
KTmfk, xiii u. 510 Seiten, 166 Bilder, 16 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-540-7.

Band 397: Li Wang
Evaluierung der Einsetzbarkeit des lasergestützten Verfahrens zur selektiven Metallisierung für die Verbesserung passiver Intermodulation in Hochfrequenzanwendungen
FAPS, xxii u.151 Seiten, 72 Bilder, 22 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-542-1.

Band 398: Sebastian Reitelshöfer
Der Aerosol-Jet-Druck Dielektrischer Elastomere als additives Fertigungsverfahren für elastische mechatronische Komponenten
FAPS, xxv u. 206 Seiten, 87 Bilder, 13 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-547-6.

Band 399: Alexander Meyer
Selektive Magnetmontage zur Verringerung des Rastmomentes permanenterregter Synchronmotoren
FAPS, xv u. 164 Seiten, 90 Bilder, 18 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-555-1.

Band 400: Rong Zhao
Design verschleißreduzierender amorpher Kohlenstoffschichtsysteme für trockene tribologische Gleitkontakte
KTmfk, x u. 148 Seiten, 69 Bilder, 14 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-557-5.

Band 401: Christian P. J. Schwarzer
Kupfersintern als Fügetechnologie für Leistungselektronik
FAPS, xxvii u. 234 Seiten, 125 Bilder, 24 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-566-7.

Band 402: Alexander Horn
Grundlegende Untersuchungen zur Gradierung der mechanischen Eigenschaften pressgehärteter Bauteile durch eine örtlich begrenzte Aufkohlung
LFT, xii u. 204 Seiten, 58 Bilder, 6 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-568-1.

Band 403: Artur Klos
Werkstoff- und umformtechnische Bewertung von hochfesten Aluminiumblechwerkstoffen für den Karosseriebau
LFT, x u. 192 Seiten, 73 Bilder, 12 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-572-8.

Band 404: Harald Schmid
Ganzheitliche Erarbeitung eines Prozessverständnisses von Tiefziehprozessen mit Ziehsicken auf Basis mechanischer und tribologischer Analysen
LFT, xiii u. 211 Seiten, 78 Bilder, 5 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-577-3.

Band 405: Johannes Henneberg
Blechmassivumformung von Funktionsbauteilen aus Bandmaterial
LFT, viii u. 176 Seiten, 101 Bilder, 2 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-579-7.

Band 406: Anton Schmailzl
Festigkeits- und zeitoptimierte Prozessführung beim quasi-simultanen Laser-Durchstrahlschweißen
LPT, xiii u. 157 Seiten, 84 Bilder, 7 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-583-4.

Band 407: Alexander Wolf
Modellierung und Vorhersage menschlichen Interaktionsverhaltens zur Analyse der Mensch-Produkt Interaktion
KTmfk, x u. 207 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-585-8.

Band 408: Tim Weikert
Modifikationen amorpher Kohlenstoffschichten zur Anpassung der Reibungsbedingungen und zur Erhöhung des Verschleißschutzes
KTmfk, xvii u. 258 Seiten, 91 Bilder, 9 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-589-6.

Band 409: Stefan Götz
Frühzeitiges konstruktionsbegleitendes Toleranzmanagement
KTmfk, ix u. 276 Seiten, 127 Bilder, 13 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-593-3.

Band 410: Markus Hubert
Einsatzpotenziale der Rotationsschneidtechnologie in der Verarbeitung von metallischen Funktionsfolien für mechatronische Produkte
FAPS, xviii u. 139 Seiten, 86 Bilder, 7 Tab. 2022
ISBN 978-3-96147-603-9.

Band 411: Manfred Vogel
Grundlagenuntersuchungen und Erarbeitung einer Methodik zur Herstellung maßgeschneiderter Halbzeuge auf Basis eines neuartigen flexiblen Walzprozesses
LFT, ix u. 176 Seiten, 61 Bilder, 11 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-605-3.

Band 412: Michael Weigelt
Multidimensionale Optionenanalyse alternativer Antriebskonzepte für die individuelle Langstreckenmobilität
FAPS, xv u. 222 Seiten, 89 Bilder, 38 Tab. 2022
ISBN 978-3-96147-607-7.

Band 413: Frank Bodendorf
Machine Learning im Cost Engineering des Supply Managements
FAPS, xiii u. 166 Seiten, 75 Bilder, 13 Tab. 2022
ISBN 978-3-96147-609-1.

Band 414: Maximilian Metzler
Planung und Simulation taktiler, intelligenter und kollaborativer Roboterfähigkeiten in der Montage
FAPS, xix u. 174 Seiten, 72 Bilder, 3 Tab. 2022.
ISBN 978-3-96147-611-4.

Band 415: Tina Buker
Ein Ansatz zur Reduktion produktinduzierter Nutzerstigmatisierung durch Förderung einer gleichermaßen gebrauchstauglichen wie emotionalen Produktgestalt
KTmfk, x u. 236 Seiten, 54 Bilder, 44 Tab. 2022.
ISBN: 978-3-96147-613-8.

Band 416: Marlene Kuhn
Model-based Traceability System Development for Complex Manufacturing Applying Blockchain and Graphs
FAPS, xv u. 167 Seiten, 63 Bilder, 10 Tab. 2022.
ISBN: 978-3-96147-615-2.

Band 417: Benjamin Lengenfelder
Remote photoacoustic sensing using speckle-analysis for biomedical imaging
LPT, xv u. 124 Seiten, 86 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN: 978-3-96147-617-6.

Band 418: Benjamin Pohrer
Analyse des Zusammenhangs zwischen dem tribochemischen Aufbau von Grenzschichten und der Ausbildung von White Etching Crack-Schäden
KTmfk, xv u. 258 Seiten, 103 Bilder, 10 Tab. 2023.
ISBN: 978-3-96147- 621-3.

Abstract

White Etching Cracks (WECs) are spallings or cracks in the raceways of roller bearings that occur associated with irreversible microstructural changes in the steel matrix. The microstructural changes that account for the failure mode‘s name appear in the form of white etching matter in polished cross-sections. Since neither the trigger nor the causes of this phenomenon have been clearly identified, the scientific debate about the formation mechanisms of these so called White Etching Cracks (WEC) continues.

Against this background, the primary objective of this work is a lubricant-centred view of the mechanisms and correlations in an oil-lubricated rolling contact under operating conditions leading to WEC failure modes. To achieve this, a new test setup was designed, allowing the application of electrical currents in order to induce the formation of WECs without chemical pretreatment of the bearings. Furthermore, based on the detection of slight changes in the lubricant chemistry using in situ FTIR-spectroscopy, a first attempt was made to draw conclusions about tribochemical reactions in the rolling contact. In addition, the build-up of insulating boundary layers was monitored based on the electrical behaviour of the test bearings, allowing an in-depth assessment of the tribochemical build-up, degradation, and remodelling processes.

White Etching Cracks (WECs) sind Schälungen oder Risse im Bereich der Laufbahnen von Wälzlagern, die in Verbindung mit irreversiblen Gefügeveränderungen auftreten. Die für das Schadensbild namensgebenden mikrostrukturellen Veränderungen treten im lichtmikroskopischen Schliff als weiß anätzende Phasen hervor. Da bis heute weder Auslöser noch Ursachen des Phänomens eindeutig identifiziert werden konnten, ist eine anhaltende wissenschaftliche Debatte um die Entstehungsmechanismen von WECs entbrannt.

Vor diesem Hintergrund besteht die vorrangige Zielsetzung dieser Arbeit in einer schmierstoffseitigen Betrachtung der Wirkmechanismen und Zusammenhänge in einem ölgeschmierten Wälzkontakt unter Betriebsbedingungen, die zum Ausfall durch WEC-Schäden führen können. Um dieses anspruchsvolle Vorhaben in der Praxis umzusetzen, wurde ein neues Prüfsystem konzipiert, das es unter Einsatz einer kontrollierten elektrischen Zusatzbelastung ermöglicht, WEC-Schäden ohne chemische Vorbehandlung der Wälzlager zu erzeugen. Gleichzeitig wurde erstmalig der Versuch unternommen, mittels in situ FTIR-Spektroskopie anhand geringfügiger Änderungen der Schmierstoffchemie Rückschlüsse auf tribochemische Reaktionen im Wälzkontakt zu ziehen. Darüber hinaus wurde der Aufbau isolierend wirkender Grenzschichten anhand des resultierenden Spannungsverhaltens der Prüflager verfolgt, um durch die Kombination beider Techniken eine fundierte Beurteilung der tribochemischen Schichtauf-, -ab- und -umbauprozesse zu ermöglichen.

ISBN 978-3-96147-621-3

FAU UNIVERSITY PRESS 2023