

Lagerimpedanz und Lagerschädigung bei Stromdurchgang in umrichter gespeisten elektrischen Maschinen

Dem Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von
Dipl.-Ing. Yves Gemeinder
geboren am 09. Oktober 1981
in Bad Soden a. Ts.

Referent: Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Andreas Binder
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer
Tag der Einreichung: 07.03.2016
Tag der mündlichen Prüfung: 17.05.2016

D17
Darmstadt 2016

FÜR

Sarah

Quentin, Aris, Tadias, Silas

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am *Institut für Elektrische Energiewandlung* der *TU Darmstadt*. Die Forschungsförderung durch die *Deutsche Forschungsgemeinschaft* (DFG FOR 575: Höherfrequente Parasitäreffekte in umrichter gespeisten elektrischen Antrieben), durch die *Forschungsvereinigung Frankfurt e.V.* (FVA: FVA650: „Schädlicher Stromdurchgang“) und durch die Industriegruppe Lagerströme (*Siemens AG, Hitachi Ltd., Stöber Antriebstechnik GmbH & Co. KG, VEM-Gruppe, Danfoss GmbH, SEW-EURODRIVE GmbH & Co. KG, Klüber Lubrication München SE & Co. KG*) haben es ermöglicht, eine so umfassende messtechnische Arbeit zu erstellen.

Hier möchte ich mit persönlich für die großzügige Unterstützung durch Sachmittel bei den Unternehmen *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* und der *SKF GmbH* für die Lager spenden, bei *SEW-EURODRIVE GmbH & Co. KG* und bei der *VEM-Gruppe* für das Überlassen von Versuchsmotoren, der *Danfoss GmbH* für die Unterstützung mit Umrichtern und bei *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* für die Schmierstoffmuster bedanken. Für die Analysen der Schmierstoffe und Lageroberflächen danke ich den Firmen *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* und *Schaeffler Technologies AG & Co. KG*. Ein ganz besonderer Dank gilt allen Firmenvertretern, die die Projekte begleitet und durch fachlich hervorragende Diskussionen zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Während meiner Zeit am Institut war es mir eine Freude mit meinen Kollegen *Jeongki An, Gabriel Bergmann, Stefan Dewenter, Björn Deusinger, Nicolas Erd, Bogdan Funieru, Thomas Knopik, Marcel Lehr, Oliver Magdun, Fabian Mink, Sascha Neusüs, Gael Messenger, Kersten Reis, Martin Schuster, Mirco Strauch, Marco Susic, Gregor Vidmar* und *Jinou Wang* zusammenzuarbeiten und diskutieren zu dürfen.

Einen ganz großen Dank an *Markus Lohnes* für die ca. 650 getauschten, zerlegten und gereinigten Lager und die Betreuung der Versuche, wenn ich dienstlich unterwegs war. Einen besonderen Dank auch an *Klaus Gütlich* für die Unterstützung bei den elektrischen Installationen und dem Betrieb der Versuche. Für die Unterstützung bei der Konstruktion und dem Aufbau der Versuchsstände gilt mein Dank *Andreas Fehringer*. Für die Unterstützung beim messtechnischen Equipment danke ich *Herbert Moschko*.

Vielen Dank für die Unterstützung bei der Projektbetreuung an *Annette Siler* und *Anette Ptaschek*.

Der Austausch von Ideen und die Betreuung von Studierenden im Rahmen von Diplom-, Master, Studien-, Bachelor und Seminararbeiten hat mir stets sehr viel Spaß und Freude bereit. Für die Zusammenarbeit möchte ich hier insbesondere bei *Theodor Neeb, Björn Deusinger, Philipp Hörner* und *Martin Schuster* bedanken. Ein Dank geht auch an *Andreas Leber, Stefan Barber, Admir Agia, Steven Stockinger, Michael Wolff* und *Ali Yaylaci*.

Zu erwähnen sind auch die wissenschaftlichen Hilfsarbeiter *Admir Agia, Anisch Bawer, Tim Becker, Metin Erkan, Alexander Neeb, Theodor Neeb, Brice Tchabet, Andre Dupont Ngongang Ouandji* und *Ali Yaylaci*.

Meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Andreas Binder danke ich für die großzügige Unterstützung mit allen mir gewährten Freiheiten, die notwendig waren für diese Arbeit. Die unbändige Neugier, die technischen Zusammenhänge bei stromdurchflossenen Lagern nachzuvollziehen und die kritischen Hinterfragungen der Ergebnisse führten zu neuen Sichtweisen und Fragestellungen die in diese Arbeit eingeflossen sind.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernd Sauer möchte ich mich recht herzlich für die Übernahme des Korreferates und die fachlichen Diskussionen im Vorhaben FVA 650 „Schädlicher Stromdurchgang“ bedanken.

Meinem Bruder *Eric Gemeinder* und meinen Eltern *Erhard* und *Monika Gemeinder* vielen Dank für die direkte, aber auch für die indirekte Unterstützung.

Doch am wichtigsten war die Unterstützung durch meine Frau Sarah und unseren vier Jungs, die in der Zeit, in der diese Arbeit entstanden ist, das Licht der Welt erblickt haben. Sie wussten stets wie sie mich unterstützen oder ablenken mussten. Vielen DANK!

Yves Gemeinder
im Juni 2016

Inhaltsverzeichnis

Aufgabenstellung	iv
Scope of Work	v
Kurzfassung	vi
Abstract	viii
Formelzeichen, Abkürzungen, Indizes	x
1 Einleitung	1
1.1 EDM-Lagerströme	6
1.2 Rotor-Erd-Lagerströme	10
1.3 Zirkular-Lagerströme	12
2 Versuchsprogramm	14
2.1 Lagertyp	14
2.2 Schmierstoff	14
2.2.1 Relative Permittivität	16
2.2.2 Spezifischer elektrischer Widerstand	16
2.2.3 Durchschlagsfeldstärke der Grundöle der ausgewählten Schmierstoffe	16
2.2.4 Untersuchung der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“	19
3 Eingesetzte Prüfaufbauten und Messtechnik	21
3.1 Prüfaufbauten für Lagerstromuntersuchungen	21
3.1.1 Isolation des Lagersitzes – Vorbereitung der Lagerstrommessungen	23
3.1.2 Lagerheizung und Lagertemperaturmessung	24
3.1.3 Radiale und axiale Lagerbelastung	24
3.1.4 Lagerprüfstände für die Motoren 1,5 kW / 11kW, Lager 6205 C3 / 6209 C3	26
3.1.5 Lagerprüfstände für die Motoren 110 kW, Lager 6316 C3 & 6317 C3	27
3.2 Lagerimpedanzprüfstand für Lagertyp 6205 C3	29
3.3 Lagerstrom-Messverfahren	30
3.4 Demontage der Lager	32
3.5 Analyse der Lagerlauflächen	33
3.6 Bewertung der Energie bei Lagerströmen	33
3.6.1 Schätzung der Entladeenergie bei EDM-Lagerströmen	34
3.6.2 Schätzung der Energie bei Rotor-Erd-Lagerströmen	37
4 Lagerstrom-Voruntersuchungen und Stichprobenversuche	43
4.1 EDM-Lagerströme	43
4.1.1 Einfluss der Drehzahl und Lagertemperatur	44
4.1.2 Einfluss der axialen und radialen Lagerbelastung	52

4.1.3 Interpretation der Messergebnisse der Kurzzeitversuche bei EDM-Lagerstrom	54
4.2 Rotor-Erd-Lagerströme	55
4.2.1 Einfluss der Drehzahl und Lagertemperatur	56
4.2.2 Einfluss der radialen und axialen Lagerbelastung	60
4.2.3 Interpretation der Messergebnisse der Rotor-Erd-Lagerstrom-Vorversuche	62
4.3 Zirkular-Lagerströme	63
4.3.1 Einfluss der Lagertemperatur und Drehzahl	63
4.3.2 Einfluss der radialen Lagerbelastung F_r	68
4.3.3 Einfluss der axialen Lagerbelastung: $F_a = 0$	69
4.3.4 Einfluss der Unwucht	70
4.3.5 Einfluss des Schmierstoffs	71
4.3.6 Interpretation der Messergebnisse	73
4.4 Fazit aus den Vorversuchen	74
<hr/>	
5 Dauerversuche	77
<hr/>	
5.1 EDM-Lagerströme	78
5.1.1 Einfluss der Betriebsparameter (500 Betriebsstunden)	78
5.1.2 Einfluss der Betriebsdauer und des drehzahlvariablen Betriebs beim Lagertyp 6205 C3 [96]	84
5.1.3 Einfluss des Schmierstoffs	93
5.1.4 Fazit aus den EDM-Lagerstromversuchen	95
5.2 Rotor-Erd-Lagerströme	97
5.2.1 Einfluss der Erdungsverhältnisse	97
5.2.2 Einfluss der Betriebsparameter	99
5.2.3 Einfluss des Schmierstoffs bei Rotor-Erd-Lagerströmen	108
5.2.4 Fazit aus den Rotor-Erd-Lagerstromversuchen	112
5.3 Zirkular-Lagerströme	115
<hr/>	
6 Messtechnische Ermittlung der Lagerimpedanz in Abhängigkeit der Betriebsparameter und Schmierstoffe	120
<hr/>	
6.1 Lagerimpedanz-Messmethode und -Auswertung	121
6.2 Frequenz- und Temperaturabhängigkeit der Lagerimpedanz, des Wirkwiderstands und der Kapazität des Lagers	123
6.3 Drehzahlabhängigkeit der Lagerimpedanz von der Frequenz	125
6.4 Abhängigkeit der Lagerimpedanz von der Lagerbelastung	126
6.5 Fazit aus den Messergebnissen der Lagerimpedanz, des Wirkwiderstands und der Kapazität des Lagers	128
<hr/>	
7 Lagerimpedanz	129
<hr/>	
7.1 Lagerimpedanz-Modell	129
7.2 Berechnung der Lagerimpedanzmodelle	134
7.3 Vergleich der gemessenen und berechneten Lagerimpedanz für den Lagertyp 6205 C3	137
7.3.1 Vergleich der Lagerimpedanz	138

7.3.2 Vergleich der Lagerkapazität	140
7.3.3 Vergleich des Lagerwiderstands	142
<hr/>	
8..... Zusammenfassung	145
<hr/>	
Anhang A. System-Komponenten und Messgeräte	162
<hr/>	
A1. Motoren	162
A2. Umrichter	163
A3. Heizelemente	163
A4. Mess-Bypass bei der Lager-Isolierung im Lagerschild	163
A5. Riemen	163
A6. Lager	164
A7. Schmierstoffe	165
A8. Sensoren	165
A9. Messschleifringe	165
A10. Verwendete Messgeräte	166
<hr/>	
Anhang B. Vorversuche	167
<hr/>	
B1. EDM-Lagerstrom	167
B2. Rotor-Erd-Lagerstrom: Vorversuche am Lagertyp 6209 C3 mit dem Schmierstoff G1	168
B3. Zirkular-Lagerstrom	171
<hr/>	
Anhang C. Dauerversuche	172
<hr/>	
C1. Versuchsübersicht	172
C2. Dauerversuche mit EDM-Lagerstrom	174
C3. Dauerversuche mit Rotor-Erd-Lagerstrom	186
<hr/>	
Anhang D. Vergleich der berechneten und gemessenen Lagerkapazität	189
<hr/>	
Anhang E. Programm zur Lagerimpedanz-Berechnung [95], [96]	193
<hr/>	

Aufgabenstellung

Beim Betrieb elektrischer Antriebe mit schnellschaltenden Umrichtern treten unter bestimmten Umständen bei den Motoren Lagerschäden aufgrund von Lagerströmen auf. Forschungen in den letzten 30 Jahren beschäftigten sich mehrheitlich mit der Analyse und Modellierung des elektrischen Systems, um so Lagerströme zu minimieren. Umfangreiche Untersuchungen zu den Lagerbetriebsparametern hinsichtlich deren Einflusses auf die Ausbildung der Lagerströme wurden dabei nicht detailliert durchgeführt. Vereinzelt sind Ergebnisse für Kurzzeitversuche für ausgewählte Betriebsparameter zu finden. Diese beschränken sich aber dann nur auf einen Lagerstromtyp, z. B. nur auf Rotor-Erd-Lagerströme. In den zur Lagerstromberechnung veröffentlichten Modellen wurden die Lager stets relativ einfach modelliert, ohne dass die wesentlichen Betriebseinflüsse (axiale und radiale Lagerbelastung, Lageroberfläche, Lagergeometrie) abgebildet wurden. Das sehr genaue mechanische Lagermodell aus der maschinenbaulichen Praxis wurde in Bezug auf Lagerströme durch *Prashad* erweitert und veröffentlicht, doch messtechnisch nicht über den relevanten Frequenzbereich validiert. Vereinzelt Messungen hierzu sind in der Literatur zwar zu finden, doch die maßgeblichen elektrischen Materialparameter der Schmierstoffe zumeist nicht angegeben. Um die Schadensentstehung im Wälzlager durch Lagerströme besser zu verstehen, sollen Kurzzeit- und Dauerversuche in Abhängigkeit verschiedener Kombinationen der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axialer“ und „radialer Lagerbelastung“ für den jeweiligen Lagerstromtyp (EDM-Lagerstrom, Rotor-Erd-Lagerstrom, Zirkular-Lagerstrom) durchgeführt werden. Hierbei sollen die gewonnenen Ergebnisse mit den bis dato veröffentlichten Bewertungsschemata zu Lagern in umrichter gespeisten Antrieben aus der Literatur verglichen und ggf. neu bewertet werden. Im Weiteren soll das von *Prashad* veröffentlichte Lagermodell messtechnisch überprüft werden, sodass ein verbessertes Wälzlagermodell für die Lagerstromberechnung zur Verfügung steht.

Scope of Work

During the operation of AC motors with fast switching inverters under certain conditions bearing damages of the electric motor bearings due to bearing currents occur. Research in the last 30 years deals mainly with modelling and analysis of the system inverter-electric machine to reduce bearing current effects. Comprehensive researches on influences of bearing operation parameters on the bearing currents were not much published.

Some results for short term bearing current tests are available in literature, but typically such publications deal only with one bearing current type, e.g. rotor-to-ground currents. The bearing current calculation models typically contain a simplified electric bearing model, without modelling of operation parameter influences (such as axial and radial bearing load, bearing race surface conditions, bearing geometries).

A detailed electric bearing model, based on the mechanical bearing model, was published by *Prashad*, but there is no comparison between the analytical model and the measurements especially in the interesting frequency range. Only a few of the electric lubricant properties are given for published tests in literature.

In order to understand the damaging process of the roller bearings, caused by bearing currents, short- and long-term tests are prepared to clarify, how the combination of the operation parameters „speed“, „bearing temperature“, „axial“ and „radial bearing load“ for the different bearing current types (EDM-bearing current, rotor-to-ground current, circulating bearing current) influence the damaging process. The results should be compared with already published results. The electric model of *Prashad* should be compared with measurements, so that a detailed roller bearing model is available for bearing current calculations.

Kurzfassung

In dieser Arbeit wurden experimentelle Untersuchungen zu Entlade- (auch EDM „Electric Discharge Machining), Rotor-Erd-, und Zirkular-Lagerströmen in Wälzlager bei Käfigläufer-Asynchronmaschinen am IGBT-Umrichter (Insulated Gate Bipolar Transistor) in Abhängigkeit der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ durchgeführt. Hier wurden für die drei genannten Lagerstromarten für jeweils fünf unterschiedliche Schmierstofftypen zunächst Kurzzeitversuche an eigens entwickelten Prüfständen durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Voruntersuchungen zeigen deutlich die Abhängigkeit der Lagerströme von den genannten Betriebsparametern, die die Schmierfilmhöhe beeinflussen, aber auch des gewählten Schmierstoffs. Auf Basis dieser Ergebnisse wurden für einen mineralölbasierten Schmierstoff für die EDM- und Rotor-Erd-Lagerströme jeweils 16 Betriebsparameterkombinationen ausgewählt mit einer Zielversuchsdauer von 500 bzw. 1000 Betriebsstunden. Ausgewählte Vergleichsversuche wurden als 1000 Stunden-Versuche mit den fünf Schmierstoffen für EDM- und Rotor-Erd-Lagerströme durchgeführt.

Die Veränderungen der Lagerlaufflächen (z. B. Riffel, Spurbreite der „grauen“ Laufspur) im Dauerversuch wurden mit den Mittelwerten der „scheinbaren Lagerstromdichte“, des „Energieeintrags des Lagerstroms“ und der „Gesamthäufigkeit des Auftretens des Lagerstroms“ verglichen. Somit wurde eine genauere Bewertung der Versuchsergebnisse ermöglicht.

Bei den EDM-Lagerströmen zeigte sich, dass die größten Oberflächenveränderungen an der Lauffläche bei niedrigster Lagerbelastung und einer Lagertemperatur von 60 °C bei der Nenndrehzahl der eingesetzten 1,5 kW & 11 kW 4-poligen Asynchronmaschinen von 1500 min⁻¹ auftraten. Bei den durchgeführten Versuchen mit den EDM-Lagerströmen zeigten sich aber keine Riffelbildung und keine Schädigung des Schmierstoffs, sodass die Betriebsdauern auf bis zu 2000 Betriebsstunden erhöht wurden. Die Versuchsreihen schließen mit einem drehzahlvariablem Versuch ab, bei dem erhöhte EDM-Ströme auftraten. Trotzdem wurde bei allen EDM-Lagerstromversuchen kein schädliches Riffelbild festgestellt. Die Versuche mit den EDM-Lagerströmen zeigten deutlich die Abhängigkeit von der Drehzahl, der Lagertemperatur, der axialen und der kombinierten (axialen und radialen) Lagerbelastung auf.

Die ersten Rotor-Erd-Lagerstrom-Dauerversuche zeigten, dass das gewählte elektrische Versuchssystem für die Rotor-Erd-Lagerströme ungünstig war, da der Rotor-Erd-Lagerstrom nicht konstant über die beiden Lager floss, sondern zwischen beiden Lagern hin und her pendelte. Änderungen am elektrischen System waren daher erforderlich, sodass nur das Antriebslager mit Rotor-Erd-Lagerstrom beaufschlagt wurde.

Die Versuchsreihen der Rotor-Erd-Lagerströme zeigten Abhängigkeiten der Rotor-Erd-Lagerstromwerte von den Betriebsparametern Lagertemperatur, der axialen und der kombinierten (axialen und radialen) Lagerbelastung. Wie auch bei den EDM-Lagerströmen waren die größten Schädigungen der Lagerlaufflächen in den Dauerversuchen mit den eingesetzten 4-poligen Asynchronmaschinen bei einer Drehzahl von 1500 min⁻¹ bei der Mindestbelastung der Lager und einer Lagertemperatur von 60 °C festzustellen. Bei den EDM-Lagerströmen traten die Schäden verstärkt auf der Wälzlager-Lauffläche (Krater, „graue“ Laufspur) und bei Rotor-Erd-Lagerströmen zunächst beim Schmierstoff und anschließend bei der Wälzlager-Lauffläche („graue“ Laufspur, Riffel) auf, da künstlich die Lagerstromdichte erhöht werden konnte.

Die Vorversuche zu den Zirkular-Lagerströmen bei den 110 kW-Asynchronmaschinen zeigten, dass Zirkular-Lagerströme nur bei größeren Motoren und nicht vollständig aufgebautem

Schmierfilm (Mangelschmierung, Mischreibung) auftreten. Die bei den 2000 h-Dauerversuchen wirkende „scheinbare Lagerstromdichte“ war jedoch zu gering, um ein eindeutige Aussage hinsichtlich der Schädigungswirkung in den Wälzlagern treffen zu können. Änderungen der Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ wirkten sich klar auf die Ausbildung der Zirkular-Lagerströme aus. Die Zirkular-Lagerströme erzeugten nur eine „graue“ Laufspur auf der Lagerlauffläche, aber keine Riffel, da die Lagerstromdichte zu gering war.

Für das erstellte analytische „elektrische Lagermodell“ konnte für die fünf untersuchten Schmierstofftypen gute Übereinstimmung zwischen der Berechnung und den durchgeführten Messungen zur Lagerimpedanz oberhalb von etwa 11 kHz festgestellt werden. Mit dem Lagermodell können jene Drehzahlbereiche zuverlässig vorhergesagt werden, in denen EDM- und Zirkular-Lagerströme auftreten.

Abstract

This thesis deals with the measurement-based analyses of EDM (Electric Discharge Machining)-, rotor-to-ground and circulating bearing currents in the roller bearings of four-pole cage-induction motors at IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor) inverter supply under the influence of the operation parameters “speed”, “bearing temperature”, “axial” and “radial bearing load”. For the three bearing current types five different lubricant types were tested with especially prepared test benches. First short-term tests were done, and the measurement results showed a strong dependence on the above noted operation parameters, the lubricant thickness and the lubricant type. According to these results a set of sixteen measurements was prepared with 1.5 kW and 11 kW-induction motors for EDM- and rotor-to-ground bearing currents for a mineral oil based lubricant with an aimed operation time of 500 h, respectively 1000 h. The five lubricant types were investigated in additional long-term 1000 h tests for EDM- and rotor-to-ground currents.

The changes of the bearing surface (e.g. fluting, grey race track width) in the long-term tests are correlated to the average values of apparent bearing current density, electric discharge energy and discharge occurrence rate. With this method a detailed analysis of the results was possible.

For the EDM-bearing currents the major surface changes were detected for a bearing temperature of 60 °C in the nominal speed range of the four-pole induction machines of 1500 min⁻¹.

In these experiments neither fluting nor destroyed lubricant was found, as well as for further test with extended test durations of 2000 h. Finally a variable speed experiment was prepared, where the EDM-currents increased, but still no fluting was detected. The EDM-currents values depend mainly on the operation parameters “speed”, “bearing temperature”, “axial” and “combined” (radial and axial) bearing load.

The first rotor-to-ground bearing current long-term tests showed the disadvantages of the chosen test system, as the bearing current was not constant over time for each bearing. The bearing current differed for both bearings and from time to time one bearing took the full current. Hence a necessary modification of the system was done, where only one bearing (at the drive-end) was loaded with the ground current. With this modification of the test setup fluting was found especially in those cases, where small axial and radial bearing loads were used, and the speed was in the range of the nominal speed of 1500 min⁻¹. For that the ground current was artificially increased to get a critical value. For EDM- and rotor-to-ground bearing currents it was found experimentally, that the critical operation parameters are in the same range (small axial and radial bearing load, rated speed, small bearing temperature of e.g. 60 °C). Rotor-to-ground bearing current values were influenced mainly by the operation parameters “bearing temperature”, “axial” and “combined” (radial and axial) bearing load.

The tested bearings with EDM-bearing currents showed changes of the bearing race (craters, grey race track), and for the tests with the rotor-to-ground bearing currents even the lubricant was destroyed due to the increased bearing current density. Typically the bearing race of a bearing with applied rotor-to-ground bearing current showed a grey race track or fluting.

The pretests for the circulating bearing currents in the 110 kW-induction motors showed that circulating bearing currents exist only in bigger machines such as 110 kW-induction motors and when the bearing operates at not fully established lubricant film. But the occurring bearing current densities for the 2000 h tests were too small for to give a clear pattern for damage of the bearings, e.g. for fluting. The tested bearings showed in case of the circulating bearing currents only a grey race track.

For the analytical “electric bearing model” for the bearing impedance for roller bearings a good fitting between the calculations and measurements was found for the five lubricants above 11 kHz. A method to predict the speed range for bearing currents is presented and compared with results of the EDM- and circulating bearing current experiments.

Formelzeichen, Abkürzungen, Indizes

Formelzeichen

Symbol	Einheit	Bezeichnung
a	m	Große Ellipsenhalfachse
A_{Hertz}	m ²	Hertz'sche Kontaktfläche
b	m	Kleine Ellipsenhalfachse
b_i	m	Spurbreite der grauen Laufspur am Innenring
b_a	m	Spurbreite der grauen Laufspur am Außenring
C_0	N	Statische Tragzahl des Lagers
C	N	Dynamische Tragzahl des Lagers
C_b	F	Lagerkapazität
C_K	F	Kapazität je Wälzkörper
C_{RS}	F	Rotor-zu-Stator-Kapazität
C_{WR}	F	Wicklung-zu-Rotor-Kapazität
C_{WS}	F	Wicklung-zu-Stator-Kapazität
d	m	Durchmesser
d_{ra}	m	Rotor-Außendurchmesser
d_{ri}	m	Rotor-Innendurchmesser
d_{sa}	m	Stator-Außendurchmesser
d_{si}	m	Stator-Innendurchmesser
d_m	m	Mittlerer Lagerdurchmesser
d_K	m	Größter gemessener Kraterdurchmesser auf der Lauffläche
D_w	m	Durchmesser des Wälzkörpers
E	V/m	Durchschlagfestigkeit
E	N/m ²	Elastizitätsmodul
E'	N/m ²	Reduzierter Elastizitätsmodul
E_b	J	Energie je Impuls
E_g	J	Gesamtenergie
f	Hz	Frequenz
F	N	Kraft
F_a	N	Axiale Lagerbelastung
F_C	m ³ /J	Proportionalitätsfaktor für den Materialabtrag je Energie bei Durchschlag
f_c	Hz	Schaltfrequenz
f_i	-	Krümmungsverhältnis am Innenring

$F(\rho)_i$	-	Krümmungsabweichung am Innenring
f_o	-	Krümmungsverhältnis am Außenring
$F(\rho)_o$	-	Krümmungsabweichung am Außenring
F_r	N	Radiale Lagerbelastung
f_{RLC}	Hz	Messfrequenz des RLC-Messgeräts
F_{wk}	N	Wälzkörperkraft
G	-	Werkstoffparameter
G_b	S	Elektrischer Leitwert des Lagers
h	m	Dicke der Isolation
h_o	m	Zentrale Schmierfilmdicke
h_{o_AR}	m	Zentrale Schmierfilmdicke an der Außenringseite
h_{o_IR}	m	Zentrale Schmierfilmdicke an der Innenringseite
h_{AR}	m	Schmierfilmdicke an der Außenringseite
h_{IR}	m	Schmierfilmdicke an der Innenringseite
$h_{max,Durchschlag}$	m	Maximale Schmierfilmdicke bei Durchschlag
h_{min}	m	Minimale Schmierfilmdicke
i	A	Zeitveränderliche elektrische Stromstärke
I	A	Elektrische Stromstärke
i_b	A	Lagerstrom
i_g	A	Erd-Strom
i_{Sg}	A	Stator-Erd-Strom
i_{Rg}	A	Rotor-Erd-Strom
J	-	Lastintegral
\hat{J}_b	A/m ²	scheinbare Lagerstromdichte
K	N/m ^{1,5}	Lastablenkungsfaktor für Punktkontakt
K_n	N/m ^{1,5}	Gesamter Ablenkungsfaktor
k_c	-	Korrekturfaktor für die Kapazität des <i>Hertz'schen</i> Kontakts
k_r	-	Korrekturfaktor für den elektrischen Widerstand des <i>Hertz'schen</i> Kontakts
L	H	Induktivität
n	min ⁻¹	Drehzahl der Welle
N_b	-	Häufigkeit der Durchschläge des Schmierfilms
N_K	-	Anzahl der Krater mit Durchmessern >3 µm
P	N	Äquivalente dynamische Belastung
P	W	Leistung
Q	N	Kraft je Wälzkörper

r_1	m	Radius des Wälzkörpers
r_2	m	Radius der Innen- bzw. Außenlaufbahn
R	Ω	Elektrischer Widerstand
R_a	m	Arithmetischer Mittenrauwert
R_b	Ω	Elektrischer Widerstand des Lagers
$R_{\text{Bürste}}$	Ω	Elektrischer Übergangswiderstand der Silber-Graphit-Bürste
R_c	Ω	Elektrischer Kanalwiderstand
R_{Hertz}	Ω	Elektrischer Widerstand des <i>Hertz'schen</i> Kontakts
R_K	Ω	Elektrischer Widerstand je Wälzkörper
R_p	Ω	Elektrischer Parallelwiderstand
R_q	m	Quadratischer Mittenrauwert
R_r	m	Reduzierter Krümmungsradius
R_z	m	Gemittelte Rautiefe
t	s	Zeit
t_b	s	Betriebsdauer
u	V	Zeitveränderliche elektrische Spannung
U	V	Elektrische Spannung
U	-	Geschwindigkeitsparameter
$U_{b,th}$	V	Elektrische Durchschlagsspannung am Lager
U_{th}	V	Elektrische Durchschlagsspannung
U_b	V	Elektrische Lagerspannung
U_{CM}	V	Gleichtaktspannung (Common-Mode-Voltage)
U_w	V	Wellenspannung
v	m/s	Geschwindigkeit
w	-	Lastfaktor
z	-	Wälzkörperanzahl
Z_b	Ω	Elektrische Impedanz des Lagers
Z_{ERD}	Ω	Elektrische Erd-Impedanz
Z_K	Ω	Elektrische Impedanz des <i>Hertz'schen</i> Kontakts
Z_{Rg}	Ω	Elektrische Rotor-Erd-Impedanz
Z_{Sg}	Ω	Elektrische Stator-Erd-Impedanz
Z_{WK}	Ω	Elektrische Impedanz je Wälzkörper

Griechische Formelzeichen

Symbol	Einheit	Bezeichnung
α	°	Betriebsdruckwinkel
α_λ	W/(m ² ·K)	Wärmeübergangszahl
α_p	1/Pa	Druckviskositätskoeffizient
γ	-	Hilfsgröße $\gamma = D_w \cdot \cos(\alpha) / d_m$
δ	-	Dämpfung des Schwingkreises
δ_i	-	Dimensionslose Verformungskonstante für den Innenring
δ_o	-	Dimensionslose Verformungskonstante für den Außenring
ε_0	A·s/(V·m)	Permittivität, Dielektrizitätskonstante
ε_r	-	Relative Permittivität, relative Dielektrizitätskonstante
η	N·s/m ²	Dynamische Viskosität
ϑ	°C	Temperatur
ϑ_b	°C	Lagertemperatur
ϑ_{mb}	°C	Mittlere Lagertemperatur
κ	-	Ellipsen-Halbachsenverhältnis
λ	-	spezifische Schmierfilmhöhe
ν	m ² /s	Kinematische Viskosität
ν_{40}	m ² /s	Kinematische Viskosität bei 40°C
ν_{100}	m ² /s	Kinematische Viskosität bei 100°C
ρ	kg·m ⁻³	Dichte
ρ	Ω·m	Spezifischer elektrischer Widerstand
$\sum \rho$	1/m	Summe der Krümmungen zweier Kontaktpartner
σ	N/m ²	Mechanische Spannung
τ_b	s	Entladedauer eines EDM-Lagerstroms
ω	1/s	Kreisfrequenz

Abkürzungen

AR	Außenring
AVM	Asynchronous Vector Modulation
BCR	Bearing Current Ratio
Betr.	Betriebspunkt
BVR	Bearing Voltage Ratio
DE	Antriebsseite (Drive End)
EDM	Electric Discharge Machining

EHD	Elastohydrodynamik
FVA	Forschungsvereinigung Antriebstechnik e. V.
HBM	Hottinger Baldwin Messtechnik
HF	Hoch-Frequenz
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
IR	Innenring
MEGT	Lehrstuhl für Maschinenelemente und Getriebetechnik
NDE	Nichtantriebsseite (Non Drive End)
REM	Rasterelektronenmikroskopie
ROER	Rotor-Erd-Lagerstrom
SFAVM	Stator Flux Asynchronous Vector Modulation
WK	Wälzkörper

Indizes

a	axial
AR	Außenring
DE	Antriebsseite
EDM	EDM-Lagerstrom
i	innen
IR	Innenring
max	Maximaler Wert
min	Minimaler Wert
NDE	Nichtantriebsseite
o	außen
PAO	Polyalphaolefine
r	radial

1 Einleitung

Jüngere Schadensuntersuchungen bei elektrischen Antrieben zeigen, dass der prozentuale Anteil der Lagerschäden an den Schäden insgesamt vom Jahr 1985 [1] zum Jahr 2008 [2] um 10 % angestiegen ist. Im gleichen Zeitraum wurden jedoch sowohl die Fertigungstechnologien der Wälzlager als auch die Schmierstoffe weiterentwickelt, sodass zunächst grundsätzlich eine Reduzierung des Anteils an Lagerschäden erwartet werden durfte. Betrachtet man für den gleichen Zeitraum die Entwicklung im Bereich der elektrischen Antriebstechnik, so war der Anteil umrichterbetriebener Antriebe stetig gestiegen. In den Jahren 1996 bis 2006 sind vermehrt Publikationen zu Lagerschäden bei Umrichterspeisung [3]-[21], zumeist für Asynchronmotoren, zu finden. Eine Übersicht der wichtigsten Publikationen ist in [22] zu finden. Die Publikationen beschreiben spezielle Lagerströme, die nur bei Umrichterspeisung auftreten. Eine Übersicht (Tabelle 1-1) dieser umrichterbedingten Lagerströme ist in der Dissertation von Mütze [16] enthalten. Es wurde darin und in weiteren Veröffentlichungen z. B. [4], [6], [11] festgehalten, dass kapazitive und EDM-Lagerströme (Kapitel 1.1) durch die Gleichtaktspannung des Umrichters und hochfrequente Rotor-Erd-Lagerströme (Kapitel 1.2) und Zirkular-Lagerströme (Kapitel 1.3) durch den hochfrequenten Stator-Erd-Strom, der seinerseits wieder von der Umrichter-Gleichtaktspannung verursacht ist, hervorgerufen werden.

Tabelle 1-1: Einteilung der umrichterbedingten Lagerströme [16]

Umrichter-Gleichtaktspannung		Hochfrequenter Stator-Erd-Strom	
Kapazitive Lagerströme	EDM-Lagerströme	Hochfrequente Zirkular-Lagerströme	Rotor-Erd-Lagerströme
Umladeströme der Kapazitäten in der E-Maschine	Entladungsstrom, wenn die Durchschlagspannung des Lagerschmierfilms überschritten wird. EDM = „Electric Discharge Machining“	Hochfrequenter Kreisstrom durch Motorwelle, Lager und Gehäuse	Hochfrequenter Strom vom Stator über die Lager und die Welle zur Erde (über eine Erdung der Welle)

In [16] wurden der Einfluss verschiedener Pulsmuster der Umrichterausgangsspannung, unterschiedliche Kabellängen und Kabeltypen sowie diverse Filtertechnologien am Umrichterausgang in Abhängigkeit verschiedener Asynchronmotorenachshöhen (160 ... 400 mm) und bei einer Achshöhe von 63 mm mit zwei kleinen permanenten Synchronmaschinen (bezüglich des EDM-Lagerstroms) untersucht. Weiter wurden einzelne Stichprobenversuche mit Verwendung eines mineralölbasierten Schmierstoffs zu EDM-, Rotor-Erd- und Zirkular-Lagerströmen, sowie einige Rotor-Erd- und EDM-Lagerstrom-Dauerversuche durchgeführt.

Die zentrale Aussage in [16] ist:

- Lagerströme wirken physikalisch unterschiedlich!
- Somit sind die möglichen Gegenmaßnahmen nicht einheitlich.
- Der Zirkularstrom in einer Maschine kann durch eine bewährte Isolierung eines oder beider Lager unterbrochen werden.
- Mit Hybrid- oder Keramiklagern können alle umrichterbedingten Lagerströme beherrscht werden, aber diese Lager sind deutlich teurer als herkömmliche Lager.
- Mit Filtern zur Unterdrückung der Gleichtaktspannung werden alle umrichterbedingten Lagerströme vermieden.
- Wichtig ist die ganzheitliche Betrachtung des Antriebsystems!

Hierbei wurden die Betriebsparameter der Lager (Drehzahl, Lagertemperatur, axiale und radiale Lagerbelastung) nicht verändert. Weiter enthält [16] Berechnungsmethoden für die Motorenkapazitäten zur Vorausberechnung von Lagerströmen, wobei ein elektrisches Detailmodell des Lagers nicht Gegenstand der Forschung in [16] war. Parallel zu [16] wurden wesentliche Arbeiten zur Motormodellierung in [15] und [19] publiziert. Die aktuellste Publikation in diesem Bereich stellt [39] dar, welche im Rahmen der Forschungen der DFG-„Forschungsgruppe“ FOR 575 [93], [95], die auf dem Gebiet von parasitären Effekten bei umrichter gespeisten elektrischen Antrieben forschte, entstand. Aus FOR 575 wurden, basierend auf den Feststellungen in [97], ausführlichere Untersuchungsergebnisse zu den Einflüssen der Lagerbetriebsparameter auf Lagerströme publiziert, die in dieser Dissertation umfassend dargestellt und fortgesetzt wurden. Weitere neuere Forschungsergebnisse sind in den Publikationen [23], [24] zu finden.

Die „Forschungsgruppe“ FOR 575 veröffentlichte Arbeiten auf dem Gebiet der analytischen und numerischen Berechnung des Stator-Erd-Stroms [27] und des von ihm erregten magnetischen Flusses im Motor [23]. Bei der Motormodellierung und Berechnung von Lagerströmen wurden auch Forschungen an der *Leibniz Universität Hannover* durchgeführt [37]. In [40] werden diese parasitären Effekte bei der doppelt gespeisten Asynchronmaschine diskutiert.

Die Lagerberechnungsmethoden in [39] stammen aus [20], das eine Zusammenfassung verschiedener Veröffentlichungen zum tribologischen System unter Einfluss von Gleich- und niederfrequentem Wechselstrom durch *Prashad* darstellt. Ältere Veröffentlichungen auf dem Gebiet von Lagerströmen bei Gleich- und niederfrequenten Wechselspannung sind z. B. [28], [29], [30].

Der Fokus von *Prashad* [20] liegt auf Zylinderrollenlagern, die im Bereich der Großantriebe, z. B. heute bei Windkraftanlagen, eingesetzt werden. Rillenkugellager werden ebenfalls diskutiert. Besonders erwähnenswert in [20] ist die ausführliche mathematische Beschreibung des elektrischen Lagermodells. In [5] wird die elektrische Modellierung in Verbindung mit Lagerströmen diskutiert. Jedoch fehlt bei diesen Untersuchungen der Bezug zur Wechselwirkung im elektrischen Antrieb. Die beschriebenen elektrischen Lagermodelle in [5] und [20] entsprechen dem bereits wesentlich früher in [81], [86], [87] publizierten elektrischen Modell. Diese elektrischen Modelle in [81], [86], [87] wurden zur messtechnischen Analyse von Schmierfilmhöhen mittels Spannungsbeaufschlagung entwickelt und werden noch heute [79], [80] eingesetzt. Bei allen genannten Literaturstellen ist kein messtechnischer Vergleich mit den Ergebnissen des analytischen Modells der Lagerimpedanz bzw. der Lagerkapazität über einen Frequenzbereich bis circa einem Megahertz vorhanden. So verwundert es nicht, dass unterschiedliche Autoren unterschiedliche Korrekturfaktoren zur Berechnung der Kapazitäten und Widerstände für das elektrische Lagermodell verwenden. Deutliche Unterschiede bei den Ergebnissen sind vor allem bei Messverfahren mit Gleichspannung und Wechselspannung mit Messfrequenzen im Kilohertzbereich zu erkennen. Ausführliche Messungen zur Lagerimpedanz sind nur bei *Preisinger* [14] zu finden, doch fehlt auch hier der Vergleich mit einem analytischen Lagermodell. Daher soll in dieser Arbeit ein messtechnisch überprüftes elektrisches Modell für Wälzlager erstellt werden. Es werden in dieser Arbeit ausschließlich Wälzlager betrachtet. Gleitlager werden nicht behandelt.

Neben der analytischen Betrachtung des elektrischen Systems ist es für die industrielle Anwendung wichtig, zulässige Grenzwerte für Lagerströme festzulegen bzw. Abhilfemethoden zu definieren. Eine Übersicht zu den Abhilfemethoden zur Reduzierung oder zur Vermeidung von Lagerströmen ist in IEC 60034-24 [44] zu finden. Weiterhin enthalten außerdem einige Umrichter-Bedienungsanleitungen Hinweise zur Vermeidung von Lagerströmen (z. B. [45],

[46]). Die von *Mütze* [16] durchgeführten Versuche in Verbindung mit Literaturergebnissen führten zu einer Einteilung in drei Bewertungsbereiche der Lagerströme, die aktuell immer noch gültig sind. Diese Beschreibung von Grenzwerten für Lagerströme wird als scheinbare Lagerstromdichte angegeben. Die scheinbare Lagerstromdichte \hat{j}_b errechnet sich aus dem gemessenen Spitzenwert des Lagerstroms [16], dividiert durch die rechnerische *Hertz'sche* Fläche der Pressung aller belasteten Wälzkörper für den Innen- bzw. den Außenring des betrachteten Wälzlagers.

Entsprechend [16] sind die drei Bewertungsbereiche angegeben als:

1. Unkritisch: $\hat{j}_b < 0,1 \dots 0,3 \text{ A/mm}^2$
2. Ggf. kritisch: $0,1 \dots 0,3 < \hat{j}_b < 1 \text{ A/mm}^2$
3. Schädlich: $\hat{j}_b > 1 \text{ A/mm}^2$

Es ist davon auszugehen, dass die tatsächliche Lagerstromdichte sehr viel größer ist als die scheinbare Lagerstromdichte. Bei EDM-Lagerströmen ist zu erwarten, dass die Lagerstromdichte vom Querschnitt des Lichtbogens abhängt. Bei Rotor-Erd- oder Zirkular-Lagerströmen werden die Anzahl an parallelen Rauheitsspitzen und deren berührende Querschnitte der Kontaktpartner Wälzkörper/Lauffläche von entscheidender Rolle sein.

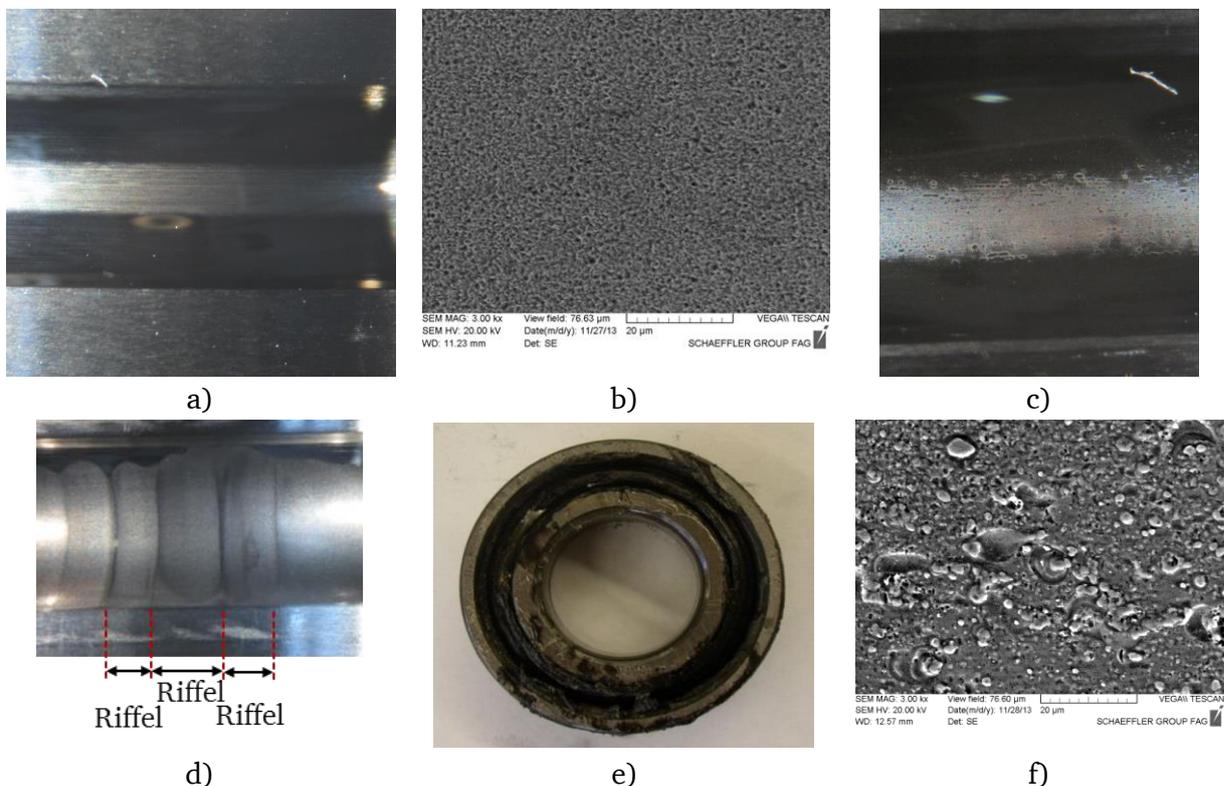


Abbildung 1-1: Typische Lagerschäden aufgrund von Stromdurchgang, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 58 \text{ °C}$, Lagertyp 6205 C3 DE, 1,5 kW-Asynchronmotor, Schmierstoff G1 [96]

- a) Graue Laufspur, Innenring des nichtantriebsseitigen Lagers nach Dauerversuch mit 2000 Betriebsstunden, Nichtantriebsseite
- b) REM-Aufnahmen der Schaeffler Technologies AG & Co. KG: 3000-fache Vergrößerung: Innenring des nichtantriebsseitigen Lagers nach Dauerversuch mit 2000 Betriebsstunden, Nichtantriebsseite
- c) Krater / Lichtbogenfußpunkte, Innenring des antriebsseitigen Lagers nach Dauerversuch mit 500 Betriebsstunden
- d) Riffel am Innenring des antriebsseitigen Lagers und
- e) Verfärbter Schmierstoff nach Dauerversuch mit 432 Betriebsstunden
- f) REM-Aufnahmen der Schaeffler Technologies AG & Co. KG: 3000-fache Vergrößerung, Innenring des antriebsseitigen Lagers, Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100 \text{ °C}$, nach 819 Betriebsstunden, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 350 \text{ N}$

In anderen Literaturstellen [32], [36] wurde die Energie des Stromdurchgangs im Lager als Referenz herangezogen; es wurden jedoch keine Grenzwerte definiert. Je höher der Energieeintrag pro Stromflussereignis ist, desto schneller und deutlicher bildet sich ein Schaden im rotierenden Wälzlager aus.

Bei stillstehenden Lagern tritt hingegen kein Schaden auf, da der Strom bei durchgedrücktem Schmierfilm metallischen Kontakt vorfindet. Besonders die Publikation von *Tischmacher* [36] ist bezüglich der Energiebetrachtung zu nennen, da klar gezeigt wird, wieviel Energie notwendig ist, um den Wälzlagerstahl an der Laufbahnoberfläche zu verdampfen oder lediglich kurzzeitig aufzuschmelzen. Die Ergebnisse sind in Übereinstimmung mit typischen Schadensbildern bei Lagerstromdurchgang, wie sie z. B. in [48] oder [49] von Wälzlagerherstellern veröffentlicht sind. Im Folgenden werden bei den Messergebnissen auch die Betriebsmittel und eingesetzten Schmierstoffe genannt, die alle ausführlich im Anhang A aufgelistet sind. Die Messergebnisse an den Lagern selbst sind in den Anhängen B und C zusammengefasst, die Ergebnisse zur Lagerimpedanz im Anhang D.

Typische Lagerstromschäden (Abbildung 1-1) auf den Laufflächen der Lager sind eine graue Laufspur (a) oder Micro-Pittings (b), bei größerem Stromfluss Aufschmelzungen (c) und als starke Schäden Riffel (d). Überwalzte Lichtbogenfußpunkte mit Kraterdurchmessern unter 1 μm bilden nach [17] eine graue Laufbahn (Abbildung 1-1 d)) aus. Nach *Mütze* [16] ist ein Lager mit einer solchen grauen Laufspur ohne Einschränkungen betreibbar. Bei großem Stromfluss wird zusätzlich der Schmierstoff (Abbildung 1-1 e)) geschädigt, was an einer starken Verfärbung und Zerstörung des Schmierstoffs zu erkennen ist.

Eine umfassende Beschreibung der Entstehung der Riffelbildung auf den Laufbahnen ist nur bei *Kohaut* [28] zu finden. Die Arbeiten von *Kohaut* zur Theorie der Riffelbildung bei elektrischem Stromdurchgang und die Abschätzung der Temperatur in den Schmelzkratern der Lichtbogenfußpunkte von *Andreason* sind schon 70 bzw. 50 Jahre alt [28], [30]. Dabei nennt *Kohaut* [28] als Ursache für die Riffelbildung eine Materialverschiebung der durch Strom bzw. Spannungsbeaufschlagung veränderten Laufbahnoberflächen. Aufgrund wechselnder Lastbedingungen entsteht ein Initialschaden. Dieser Initialschaden bedingt Schüttelschwingungen, welche dann das bekannte Riffelbild erzeugen.

Die Materialverschiebung auf der Lagerlauffläche wird nach *Kohaut* initial erzeugt, indem Strom bzw. Spannung an das Lager angelegt werden. Dies bewirkt Frittung durch die ständigen Kontaktänderungen beim Rollvorgang und damit eine Feinwanderung des Materials. Die Theorie der Feinwanderung zeigt *Kohaut* anhand von Gleichstromversuchen. Er hält weiter fest, dass strom- bzw. spannungsbeaufschlagte Lager einen dunkelgrauen Belag als Fremdschicht auf der Lauffläche aufweisen, die aus Eisenoxiden und Kohlenstoff zusammengesetzt ist. Die Oberflächenstruktur beschreibt er als in Teilen porös und schwammartig. Er schreibt weiter, dass diese Oberflächenschicht eine geringere Härte aufweist als der Wälzlagerstahl. Bedingt durch die ständige Änderung der Belastungsverhältnisse der Wälzkörper in der Lastzone kommt es zu einer stoßartigen Kraftübertragung. „Die ersten Riffel entstehen an diskret liegenden Stellen durch die stoßartige Beanspruchung, wenn die Rollen in die belastete Zone einlaufen, indem an diesen Stellen der durch Stoffwanderung entstehende Belag zerstört wird“ (Zitat aus [28]). Sind erste Riffel auf der Oberfläche entstanden, rufen diese nach *Kohaut* Schüttelschwingungen hervor, die dann zu dem vollständigen Riffelbild über der gesamten Lauffläche des Wälzlagers führen. *Kohaut* publizierte weiterhin, dass die Riffelbildung in einer Abhängigkeit zur axialen und radialen Lagerbelastung steht, da diese bestimmt, wie viele Wälzkörper belastet sind. Weiter spielen die Drehzahl und die Lagertemperatur eine wesentliche Rolle. Um die Feststellungen experimentell in Abhängigkeit der Lagerparameter zu erhärten, wurden in dieser Arbeit ausführliche Versuchsreihen (Anhang B und C) durchgeführt, denn keine der

Literaturstellen [14], [16], [20], [22], [32], [33], [42] führt eine ausführliche Dauerversuchsstudie an realen Systemen mit Lagerströmen in Abhängigkeit der Betriebsparameter Drehzahl, Lagertemperatur und Lagerbelastung auf. Vereinzelt Ergebnisse, in der Regel durchgeführt an synthetischen Prüfständen, zeigen zwar Tendenzen auf, erlauben aber keine endgültige Aussage über die Schadensbildung. Bei der Interpretation der Ergebnisse der synthetischen Prüfstände [14], [32], [33], [36], [42], [96] können die Ergebnisse nicht verallgemeinert auf alle Lagerstromarten übertragen werden, da diese Stromarten wesentlich davon abhängen, wie der elektrische Aufbau des Prüfstands ist [16], [97]. Die Betrachtung von Kurzlichtbögen im Wälzkontakt wird von *Jagenbrein* [18], u. A. [30], [50], [51] beschrieben.

Die Ausführungen von *Kohaut* werden dadurch unterstützt, dass man heute weiß, dass die Oberfläche des Lagers in Verbindung mit den im Schmierstoff enthaltenen Additiven eine ca. 20 nm dicke Triboschicht bildet, die wesentlich den Verschleiß und somit die Lebensdauer des Lagers bestimmt [52], [53]. Wie diese Untersuchungen [52], [53] zeigen, ist diese Triboschicht abhängig von der Zusammensetzung des Schmierstoffs mit den entsprechenden Additiven. Gleichzeitig hängt der Verschleiß wesentlich von der Lagertemperatur ab. Den größten Einfluss auf den Verschleißschutz hat die Triboschicht im Bereich des Misch- und Grenzreibungsgebiets. Somit ist bereits ohne Stromwirkung eine, wie von *Kohaut* beschriebene, Oberflächenschicht möglich. Solche Oberflächenschichten in Zusammenhang mit umrichterbedingten Lagerströmen sind in der Literatur z. B. [17], [32] erwähnt. Die eingesetzten Schmierstoffprodukte bei *Kohaut* unterscheiden sich wesentlich von heutigen Schmierstoffen, insbesondere bei dem Gehalt von Additiven. Auch die heute eingesetzten Öle unterscheiden sich von jenen vor 70 Jahren in der Reinheit und Zusammensetzung (z. B. Schwefelgehalt) bzw. dem Öltyp selbst (z. B. synthetische Öle). Dass solche Additive (z. B. Graphit zur Erhöhung der Leitfähigkeit) einen Einfluss auf die Ausbildung von EDM-Lagerströmen haben, ist in der Literatur [14], [56], [58] beschrieben. Gleichzeitig zeigt der VDE-Beitrag [33], dass ein solches niederohmiges Fett nicht bei jeder Anwendung den gewünschten positiven Effekt der verminderten Funkenbildung erzeugt, sodass es trotzdem zu hohen EDM-Lagerströmen mit anschließendem Riffelbild kommen kann. Gleichzeitig wird in [14] und [33] die verschlechterte Funktionalität des Schmierstoffs mit Graphit aufgezeigt, da der graphithaltige Schmierstoff auch ohne Lagerstrom Oberflächenveränderungen mit Schwingungsanregung verursachen kann. Der Einfluss des Schmierstoffs auf die Ausbildung von Lagerströmen wird bei *Preisinger* [14] und anderen [18], [20], [32], [33] bereits diskutiert. Untersuchungen elektrischer Kenngrößen des Schmierstoffs (relative Permittivität ϵ_r , spezifischer elektrischer Widerstand ρ , Durchschlagsfeldstärke E) sind mit einem Schwerpunkt auf die Untersuchung zur relativen Permittivität ϵ_r bei *Jagenbrein* [18] und in [37] zu finden. Eine vergleichende Betrachtung aller elektrischen Kenngrößen des Schmierstoffs ist allerdings bisher nicht publiziert.

Daher ist es notwendig, eine gewisse Bandbreite an unterschiedlichen Schmierstoffen in die Untersuchung von umrichterbedingten Lagerströmen aufzunehmen und diese systematisch in Abhängigkeit der Lagerstromart zu betrachten.

In IEC 60034-24 und in [22] wurden Abhilfemethoden für umrichterbedingte und „klassische“ [16] Lagerströme definiert und waren, wie z. B. der Zusatz leitfähiger Additive (z. B. Graphit), bereits Gegenstand einiger Forschungen und Richtlinien [55], [56], [58], [59], [101], [100]. Hierbei ist als „die“ wirksame Abhilfemaßnahme gegen jeden Lagerstromtyp (außer der Spannungs-Gleichtakt-Filter) nur der Einsatz von Hybrid-Lagern zu nennen [54], [57]. Diese haben aber als wesentlichen Nachteil den hohen Preis, da dieser etwa 10-fach über dem des Standardlagers liegt. Die gebräuchlichsten Methoden zur Vermeidung von Schädigungen

durch Lagerströme sind daher eine kostengünstige Isolierung des Lagersitzes oder des Lagerschilds am Justierrand und Strombrücken. Ebenso stellt das Aufbringen von elektrisch isolierendem Aluminiumoxid auf die Außenflächen der Außenringe als Isolation des Lageraußenrings (isolierte Lager [14]) eine weit verbreitete Maßnahme gegen Stromdurchgang dar. Neuerdings ist aber festzustellen, dass sogar an isolierten Lagern Riffelbilder auftreten [24], wenn die Aluminiumoxidschicht nicht ausreichend dick oder beschädigt ist.

Neben den elektrischen Bürsten zur Herstellung von Strombrücken werden zur Vermeidung des Potentialaufbaues über dem Lager auch Kohlefaserbürsten [55] eingesetzt. Zur Vermeidung von EDM-Lagerströmen besteht die Möglichkeit der Einbringung von elektrostatischen Schirmen an der Ständerwicklung, z. B. [100], oder der Anbau von zusätzlichen Kapazitäten [60], [61], um den geerdeten kapazitiven Spannungsteiler des Motors (Kapitel 1.1: Abbildung 1-2) zu verändern. Bei Zirkular-Lagerströmen (Kapitel 1.3) zeigen Untersuchungen und Patente [62], [101], dass eine Erhöhung der Wellenimpedanz eine Reduzierung der Zirkularströme erlaubt.

Weiter existieren zahlreiche Abhilfemethoden im Bereich der Modifikation der an den Motorklemmen angelegten Gleichtaktspannung durch den Einsatz von Filtern oder durch eine geregelte Veränderung des Pulsmusters des Umrichters zur Minimierung der Gleichtaktspannung. Eine Übersicht hierzu gibt *Mütze* in [22], wobei die meisten Ergebnisse in ihrer Dissertation [16] zu finden sind.

Wie bereits erwähnt, werden umrichterbedingte Lagerströme nach *Mütze* [16] in vier Stromarten untergliedert, wobei **EDM-Lagerströme**, **Rotor-Erd-Lagerströme** und **Zirkular-Lagerströme** als lagerschädigend einzustufen sind. **Kapazitive Lagerströme** werden nach *Mütze* als nicht lagerschädigend eingestuft. Diese Lagerströme lassen sich anhand der Strom- und Spannungsverläufe am Lager im Bezug zur Gleichtaktspannung (Common-Mode Spannung (CM)) bzw. zum Stator-Erd-Strom eindeutig charakterisieren. Zur Beschreibung des elektrischen Ersatzschaltbildes und des elektrischen Betriebsverhaltens des Lagers sind die elektrischen Kenngrößen des Schmierstoffs (relative Permittivität ε_r , elektrischer spezifischer Widerstand ρ , Durchschlagsfeldstärke E) erforderlich.

1.1 EDM-Lagerströme

„Electric-Discharge-Machining“ (Funkenerodierender)-Strom, kurz EDM-Strom, beschreibt einen Entladestrom, der in Form eines kurzen Lichtbogens („Funken“) auftritt. Solche EDM-Ströme treten in den Wälzlagern von umrichtergespeisten Motoren aufgrund der Spannungsverschleppung an den Lagerschmierfilm, bedingt durch das Kapazitätsnetzwerk des Motors, auf [4], [16] (Abbildung 1-2).

In Abhängigkeit der Systemkapazitäten und der Isolierfähigkeit des im Wälzlager vorhandenen Schmierfilms können Spannungen am Lager von ca. einem Volt bis ca. 35 Volt auftreten [35]. Überschreitet die über dem Lager abfallende Spannung U_b die Durchschlagsspannung des Schmierfilms $U_{b,th}$, tritt ein EDM-Lagerstrom auf. Daher ist es notwendig, die über dem Lager abfallende Spannung zu kennen und die Isolierfähigkeit des Schmierfilms entsprechend zu bewerten.

Die über dem Lager abfallende Spannung wird über das „Bearing Voltage Ratio“ (BVR, Gleichung 1-1) beschrieben.

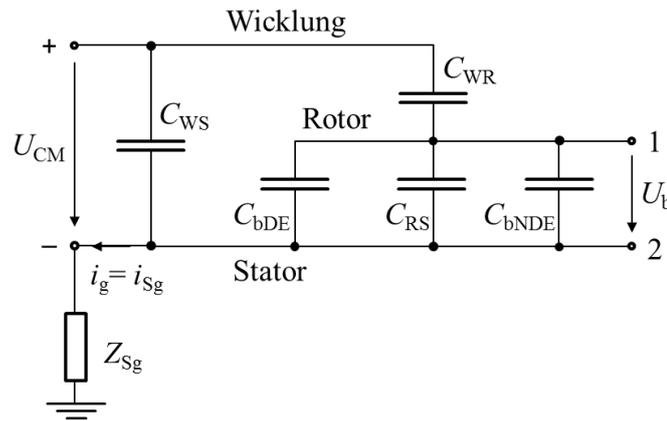


Abbildung 1-2: Kapazitives Ersatzschaltbild des Asynchronmotors und der idealisierten Lager [2], [11], Kapazitäten: WS: Wicklung-zu-Stator, WR: Wicklung-zu-Rotor, RS: Rotor-zu-Stator, $C_{b,DE}$: Lagerkapazitäten der Antriebsseite, $C_{b,NDE}$: Lagerkapazitäten der Nichtantriebsseite, U_b : Lagerspannung, U_{CM} : Common-Mode-Spannung (Gleichtaktspannung), Stator-Erdimpedanz Z_{Sg}

$$BVR = \frac{U_b}{U_{CM}} = \frac{C_{WR}}{C_{WR} + C_{RS} + 2 \cdot C_b} \quad 1-1$$

Das BVR beschreibt den kapazitiven Spannungsteiler der elektrischen ständergespeisten Asynchronmaschine. Hier ist C_{WR} die Kapazität zwischen Wicklung und Rotor, C_{RS} die Kapazität zwischen Rotor und Statorgehäuse und zweimal ist die Lagerkapazität C_b der beiden Lager zu berücksichtigen. Das BVR wird durch die Gleichtaktspannung U_{CM} des Umrichterausgangs gespeist. Die Wicklung-zu-Rotor-Kapazität C_{WR} und die Rotor-zu-Stator-Kapazität C_{RS} sind durch die Geometrie des Motors, vor allem die Nutgeometrie und die Größe des Luftspalts, gegeben [4], [19], [16], [39]. Die Lagerkapazität verändert sich im Betrieb in Abhängigkeit der Schmierfilmhöhe und ist abhängig von den Parametern des eingesetzten Schmierfetts.

$$U_{b,th} = E \cdot h_0 \quad 1-2$$

Die Durchschlagsspannung $U_{b,th}$ des Schmierfilms ist abhängig von der Schmierfilmhöhe und der Durchschlagfeldstärke E des Schmierstoffs (Gleichung 1-2) und muss für jeden Wälzkontakt bestimmt werden. Somit hat das eingesetzte Schmierfett einen entscheidenden Einfluss auf die Ausprägung von EDM-Lagerströmen.

Leitfähige Schmierstoffe [56], [58] verhindern den Spannungsaufbau und vermeiden so EDM-Lagerströme, doch die Langzeitwirkung solcher Schmierstoffe muss noch erprobt werden.

Die Abbildung 1-3 zeigt ein typisches EDM-Lagerstrom-Ereignis. Durch eine Änderung in der CM-Spannung u_{CM} (Kanal 2), die eine Änderung des Stator-Erd-Stroms i_{Sg} (Kanal 3) bedingt, wird der Aufbau der Lagerspannung u_b (Kanal 1) hervorgerufen. Hierbei wird bei den später dargestellten Messergebnissen nicht die veränderliche Lagerspannung u_b , sondern die Lagerspannung U_b zum Zeitpunkt des Auftretens des Lichtbogens ($t = 0$) als Bezugsgröße herangezogen. Es wird dabei z. B. in [16] angenommen, dass diese Lagerspannung zum Zeitpunkt $t = 0$ der Durchbruchsspannung U_{arc} des Schmierfilms entspricht. In dieser Arbeit wird folglich die gemessene Lagerspannung U_b zum Zeitpunkt $t = 0$ als Bezugsgröße verwendet. Die Lagerspannung baut sich in diesem Beispiel bis zu einem Wert von ca. 4 V auf, als zum Zeitpunkt $t = 0$ die Durchbruchsspannung des Schmierfilms erreicht wurde, und es zu einem EDM-Lagerstrom (Kanal 4) kommt. Das Auftreten eines EDM-Lagerstroms fällt daher nicht mit der Änderung der CM-Spannung oder des Stator-Erd-Stroms zusammen. Aufgrund des

Schwingkreises aus parasitären kleinen Lagerkapazitäten C_b und Induktivitäten schwingen die EDM-Lagerströme mit Frequenzen von einigen Megahertz gedämpft aus [14], [16].

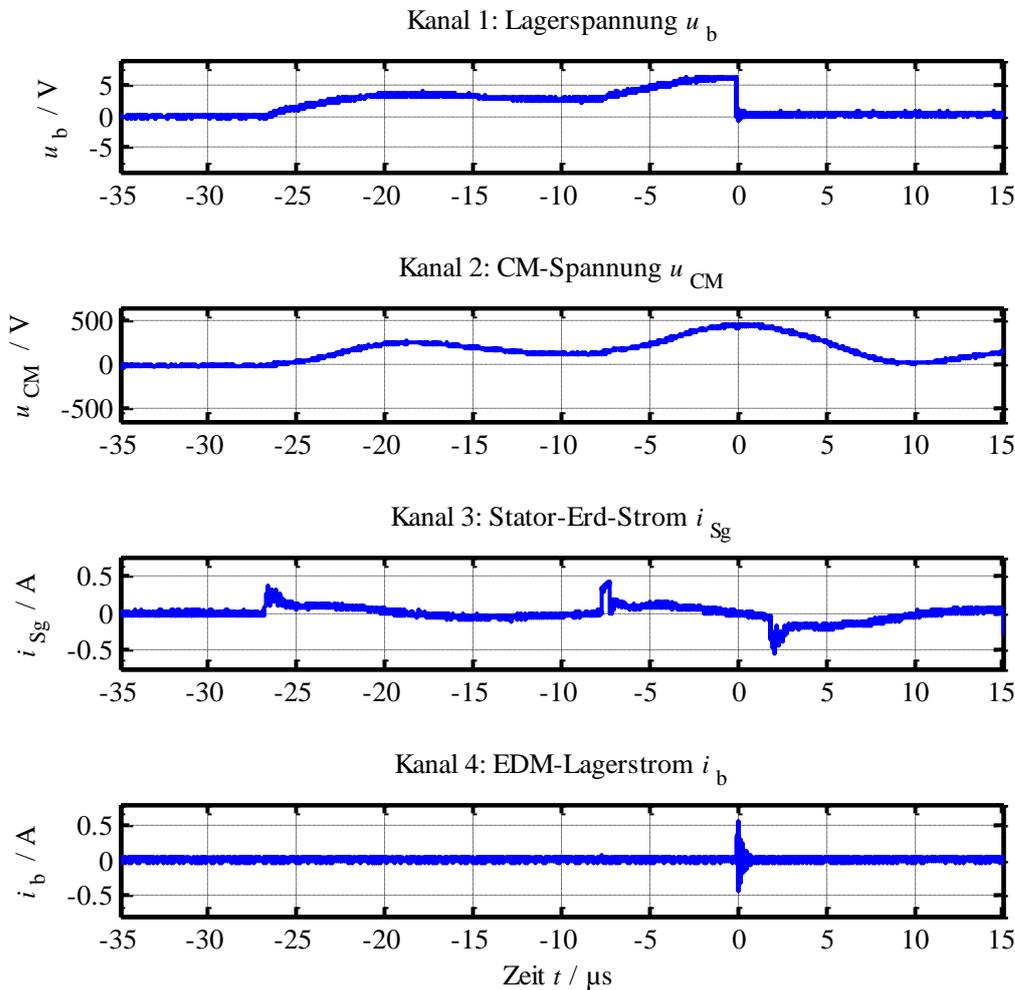


Abbildung 1-3: Beispiel für einen EDM-Lagerstrom bei einem umrichter-gespeisten 1,5 kW-Asynchronmotor (Prüfstand 2, Kapitel 3.1.4) bei einer Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 58 \text{ °C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$ und axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$: Kanal 1 – Lager-Spannung u_b , Kanal 2 – Gleichtaktspannung (Common-Mode-Spannung) u_{CM} , Kanal 3 – Stator-Erd-Strom $i_g = i_{Sg}$, Kanal 4 – EDM-Lagerstrom i_b

Der Schadensmechanismus von EDM-Strömen tritt in den Lagern als Funkenerosion und daher als unerwünschter parasitärer Effekt auf. Die Funkenerosion wird in der Materialverarbeitung für leitfähige Materialien als abtragendes Verfahren bei der Oberflächenbearbeitung (Funkenerodieren) eingesetzt. Der Einsatz der Funkenerosion als Verfahrenstechnik wurde im Jahr 1943 in Russland entwickelt. Beim Funkenerodieren in der Anwendung als „funkenerosives Senken“ [64] werden zwei Elektroden (eine Elektrode ist das Werkstück) in einen Abstand von ca. $10 \dots 50 \mu m$ [65] gebracht. Zwischen den beiden Elektroden ist ein Dielektrikum, typischerweise Öl, eingebracht. Über Impulsspannungen entstehen Lichtbögen, die Temperaturen zwischen $8000 \dots 12000 \text{ °C}$ [66] erzeugen. Diese Pulsspannung wird heute mit statischen IGBT-Impulsgeneratoren, wie diese auch bei Umrichtern eingesetzt werden, erzeugt.

Der Entladeprozess wird wie in [67] (Abbildung 1-4) in vier Phasen unterteilt, wobei die eigentliche Abtragung des Materials in Phase IV stattfindet. In Phase I baut sich das

elektrische Feld durch Anlegen einer Spannung – sie entspricht der Lagerspannung u_b – auf. In Phase II werden 95 % der Energie zum Aufbau des Lichtbogens innerhalb von $10^{-6} \dots 10^{-8}$ Sekunden aufgebraucht, und die Spannung bricht auf die Bogenspannung ein (Abbildung 1-4). In Phase III brennt der Lichtbogen und führt zur Aufschmelzung am Werkstück und an der Elektrode. In Phase IV wird der Arbeitsstrom abgeschaltet, und der Lichtbogen reißt ab. Es kommt zur Verdampfung des Materials aufgrund der Herabsetzung der Siedetemperatur.

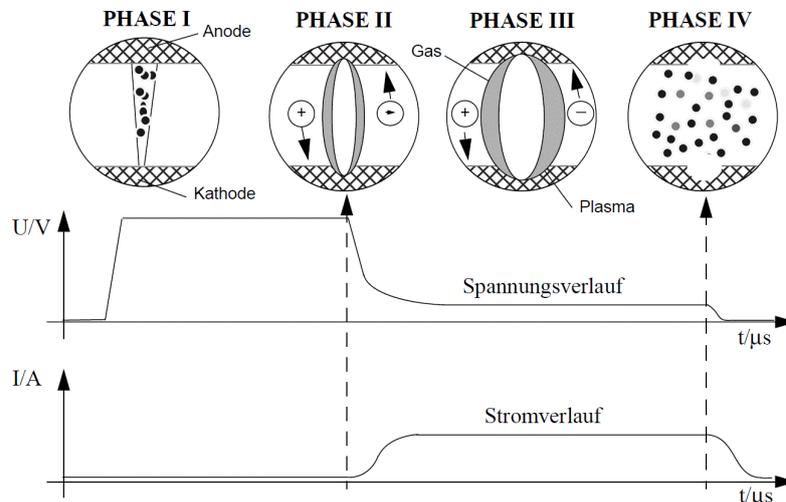


Abbildung 1-4: Schematische Darstellung der Entladungsphasen [67] beim Funkenerodieren

Der Abschaltvorgang ist innerhalb von weniger als $1 \mu\text{s}$ abgeschlossen. Die auftretenden Ströme sind abhängig vom verwendeten Elektrodenmaterial und betragen beim Funkenerodieren mehrere Ampere bei Spannung von $80 \dots 200 \text{ V}$ und Brenndauern von 10 bis $200 \mu\text{s}$ [68]. Strom, Spannung und Einwirkungsdauer betragen damit ein Vielfaches der Werte beim parasitären EDM-Prozess im Lager (Abbildung 1-3).

Die Prozessabtragsrate beim Funkenerodieren hat in Abhängigkeit des Stroms und der Spannung ein Maximum [68]. Bei zu großen Strömen kommt es nach [68] zu weniger wirksamen Entladungen aufgrund mangelnder Kühlung durch das Dielektrikum. Mit zunehmendem Strom muss allerdings auch die Dauer zwischen zwei Lichtbögen erhöht werden, sodass es zu einer Reionisierung des Dielektrikums im Arbeitsspalt kommen kann, um den nächsten Lichtbogen zünden zu können. Die Spannungsabhängigkeit wird maßgeblich durch das Elektrodenmaterial bestimmt.

Als wesentlichste Aussage zur Oberflächenbeschaffenheit führen nach [68]

- kleine Ströme zu einer feinen Oberfläche,
- große Ströme zu einer rauen Oberfläche.

Der Volumenabtrag ist abhängig von der Gesamtbrenndauer des Lichtbogens bezogen auf die Prozessdauer. Je häufiger ein Lichtbogen auftritt, desto größer ist der Materialabtrag. Eine analytische Beschreibung der Abtragsrate in Abhängigkeit des EDM-Prozesses gibt [69]. Zur Bestimmung der Abtragsrate ist der Proportionalitätsfaktor F_c , der den Einfluss der Elektrode und des Dielektrikums berücksichtigt und die Kopplung zwischen Energie und Abtrag herstellt, notwendig. Dieser Faktor ist im betrachteten Sonderfall des „Lager“ unter Einfluss von EDM-Strömen unbekannt. Daher führen die beschriebenen Methoden zur Berechnung des Materialabtrags aus der Oberfläche bei [71] zur Unterschätzung des Oberflächenabtrags. Aber auch direkte Energieberechnungen [16], [20], [39] liefern keine Rückschlüsse zum Volumenabtrag und damit zur Vorhersage der Oberflächenschädigung des Lagers.

Daher wurde bei der Bewertung der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse in dieser Arbeit auf die Literaturergebnisse zum EDM-Fertigungsprozess zurückgegriffen und die Häufigkeit des EDM-Lagerstroms N_b , der pk-to-pk-Wert des EDM-Lagerstroms i_b und die Lagerspannung U_b zum Zeitpunkt des Erreichens der Durchbruchspannung (Abbildung 1-3, für $t = 0$) messtechnisch ermittelt. Hieraus wurde die scheinbare Lagerstromdichte \hat{j}_b mit der berechneten *Hertz'schen* Fläche bestimmt. Weiter wurde die elektrische Energie E je Entladeimpuls abgeschätzt. Die Laufspurbreite der durch überwalzte Kraterränder entstandenen grauen Laufspur und die Anzahl der Krater (mit Kraterdurchmessern $> 3 \mu\text{m}$) wurden zur Bewertung des Lagerzustands herangezogen.

1.2 Rotor-Erd-Lagerströme

Rotor-Erd-Lagerströme treten auf, wenn der Rotor geerdet ist und der Gleichtaktstrom (engl. Common-Mode-Current) des Motors über die Wicklungsisolierung kapazitiv teilweise oder ganz über die Rotor-Erdung abfließt (Abbildung 1-6). Das Zusammenspiel aus Erdungssystem (Stator- und Rotorerdungs-Impedanzen Z_{Sg} , Z_{Rg}) und Systemkomponenten (Umrichter, Kabel, Filter, Motor) bestimmt die Höhe des über die Lager abfließenden Erd-Stroms, wie dies ausführlich durch Kombination von Systemparametern versuchstechnisch in [16] gezeigt wird. Rotor-Erd-Ströme, die über die Lager fließen, treten auch bei Motoren, welche direkt am Netz betrieben werden, auf. Erste Untersuchungen von *Kohaut* [28] und sehr detaillierte Untersuchungen bei *Prashad* [20] zeigen, dass solche netzfrequenten Rotor-Erd-Ströme die Lager bei netzbetriebenen Motoren, z. B. bei Bahnen, innerhalb kürzester Zeit aufgrund von Riffelbildung zerstören. Die Untersuchungen von *Mütze* [16] zeigten ähnliche Ergebnisse mit den hochfrequenten Rotor-Erd-Strömen bei Umrichterbetrieb.

Erdungsbürsten werden verwendet, um die auftretende Erdströme an den Lagern vorbeizuleiten [5]. Erd-Ströme treten nicht nur in Motorenlagern auf, sondern können auch in Lagern von angekoppelten Systemkomponenten, z. B. in Getrieben oder Geberlagern Schäden verursachen [16].

Umrichterbedingte Rotor-Erd-Ströme treten wegen ihres kapazitiven Verhaltens $i = C \cdot \frac{du}{dt}$ gleichzeitig mit einer Änderung der Gleichtaktspannung [16] auf, wobei die über dem Lager abfallende Spannung in Phase mit dem auftretenden Rotor-Erd- und Stator-Erd-Strom ist, wie dies Abbildung 1-5 zeigt. Das Lager hat wegen des über den Gleichtakt eingepprägten Lagerstroms überwiegend *ohm'sches* Verhalten; es treten daher dauernd, wenn auch taktabhängige wechselnde Stromübertrittspunkte auf. Eine Änderung der CM-Spannung (Kanal 2) ruft eine Änderung im Stator-Erd-Strom und im Rotor-Erd-Strom hervor. Der Rotor-Erd-Strom verursacht einen Spannungsfall an der Lagerimpedanz, welche einen resistiven Charakter hat. Rotor-Erd-Ströme haben typische Frequenzen von wenigen hundert Kilohertz bis hin zu einigen Megahertz [16]. Ihre Frequenz ist somit geringer als jene der EDM-Ströme, weil die große Wicklungs-zu-Stator-Kapazität C_{WS} die Eigenfrequenz mitbestimmt.

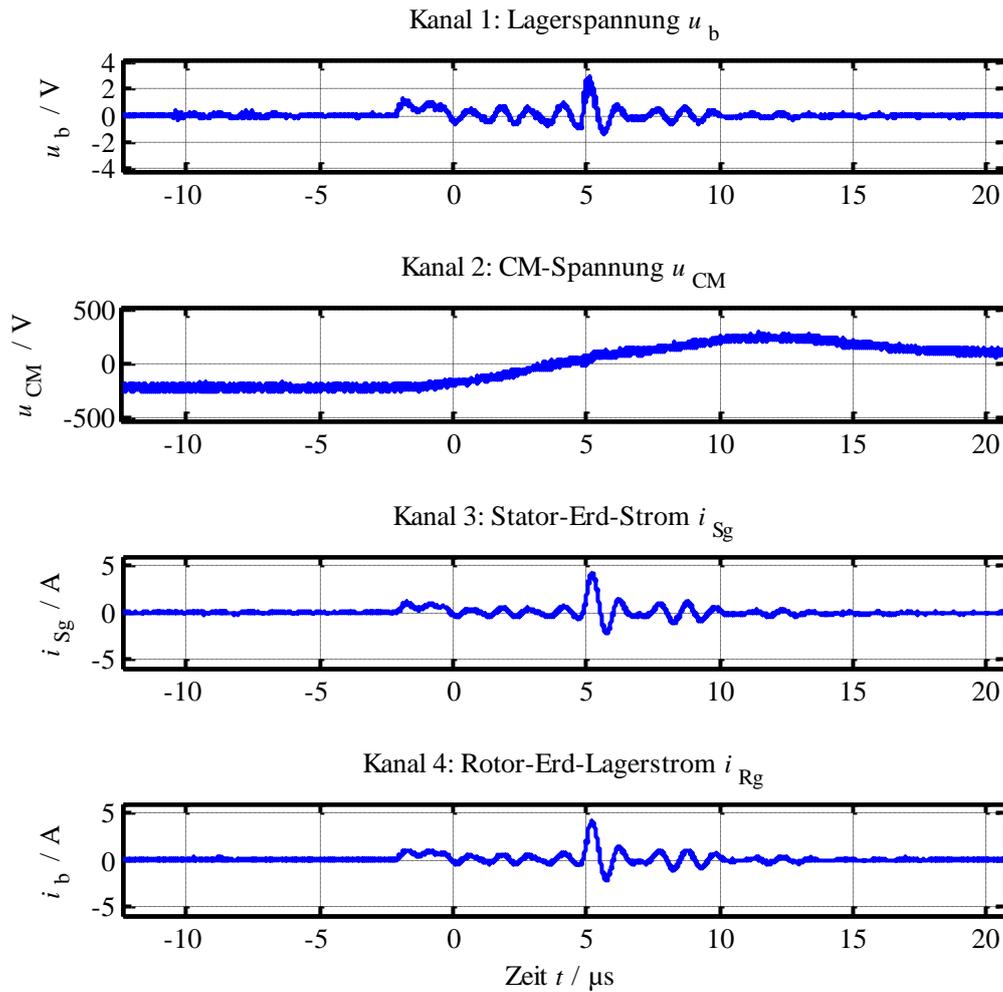


Abbildung 1-5: Beispiel für einen Rotor-Erd-Lagerstrom bei einem umrichter gespeisten 1,5 kW-Asynchronmotor (Prüfstand 1, Kapitel 3.1.4) bei einer Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$, radialen Lagerbelastung $F_r = 240 \text{ N}$ und axialen Lagerbelastung $F_a = 350 \text{ N}$, Kanal 1 – Lagerstrom u_b , Kanal 2 – Gleichtaktspannung (Common-Mode-Spannung) U_{CM} , Kanal 3 – Stator-Erd-Strom i_{Sg} , Kanal 4 – Rotor-Erd-Lagerstrom i_b

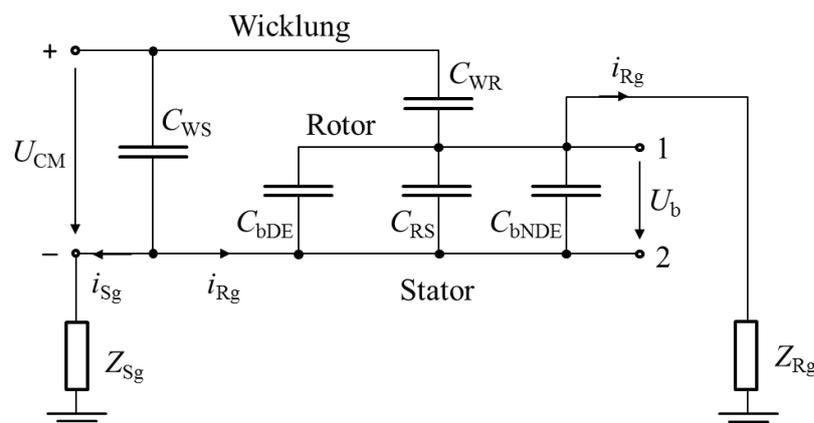


Abbildung 1-6: Kapazitives Ersatzschaltbild des Motors und der idealisierten Lager, Kapazitäten: WS: Wicklung-zu-Stator, WR: Wicklung-zu-Rotor, RS: Rotor-zu-Stator, $C_{b,DE}$: Lagerkapazität der Antriebsseite, $C_{b,NDE}$: Lagerkapazität der Nichtantriebsseite, U_b : Lagerstrom, U_{CM} : Gleichtaktspannung (Common-Mode-Spannung), Erd-Strom $i_g = i_{Sg} + i_{Rg}$, Stator- und Rotor-Erdimpedanz Z_{Sg} , Z_{Rg}

1.3 Zirkular-Lagerströme

Über die Wicklungs-zu-Statorkapazität C_{WS} (Abbildung 1-2) wird aufgrund der hohen dU/dt -Spannungsflanken der Umrichterausgangsspannung der Stator-Erd-Strom i_{Sg} getrieben (Abbildung 1-6), der bei ungeerdetem Rotor ($Z_{Rg} \rightarrow \infty$), den gesamten Erdstrom i_g darstellt. Wie in Kapitel 1.2 beschrieben, tritt der Stator-Erd-Strom i_{Sg} mit Frequenzen von wenigen hundert Kilohertz bis hin zu einigen Megahertz auf [16].

Der Stator-Erd-Strom erregt, wie in [11], [19], [16] und [39] messtechnisch und theoretisch gezeigt, einen hochfrequenten magnetischen Fluss um die Welle. Dieser ist mit der leitfähigen Schleife aus Lagerschilden, Stator, Rotorwelle und Lager verkettet und induziert daher in dieser Schleife eine hochfrequente Spannung, die zwischen den beiden Wellenenden als Wellenspannung messbar ist. Diese Wellenspannung treibt je nach Impedanz der Lager und Welle [97] einen Kreisstrom bestimmter Größe, genannt Zirkular-Lagerstrom. Wegen des über die Wellenspannung eingprägten Lagerstroms verhält sich das Lager wie beim Rotor-Erd-Lagerstrom annähernd resistiv. Daher sind die Zirkular-Lagerströme resistive Lagerströme, die in Amplitude und Zeitverlauf der Lagerspannung folgen (Abbildung 1-7).

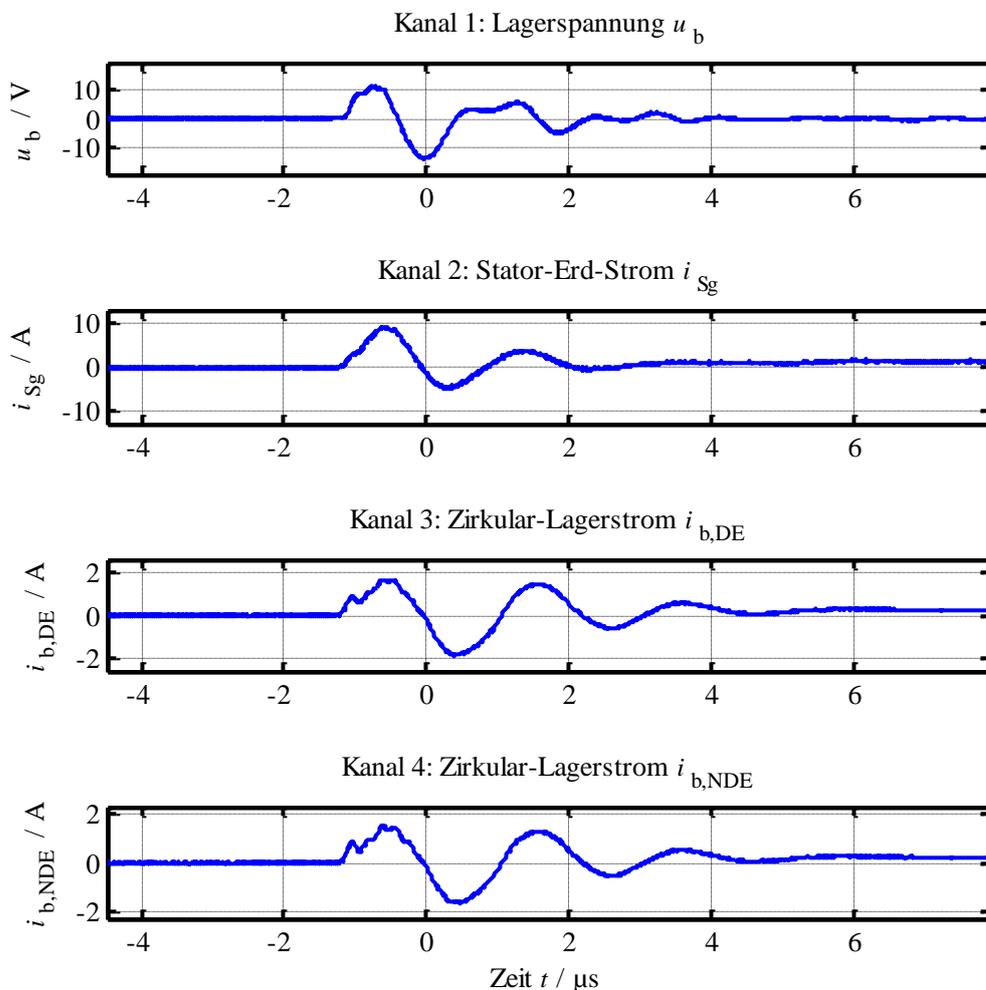


Abbildung 1-7: Beispiel für einen Zirkular-Lagerstrom bei einem umrichtergespeisten 110 kW-Asynchronmotor (M110_3, Kapitel 3.1.5) bei einer Drehzahl $n = 150 \text{ min}^{-1}$, einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 40 \text{ }^\circ\text{C}$, radialen Lagerbelastung $F_r = 2500 \text{ N}$ und axialen Lagerbelastung $F_a = 1300 \text{ N}$: Kanal 1 – Lagerspannung u_b , Kanal 2 – Stator-Erd-Strom i_{Sg} , Kanal 3 – Zirkular-Lagerstrom Antriebsseite $i_{b,DE}$, Kanal 4 – Zirkular-Lagerstrom Nicht-Antriebsseite $i_{b,NDE}$

Wie in Abbildung 1-7 zu erkennen, ist der Verlauf des Zirkular-Lagerstroms i_b dem des Stator-Erd-Stroms i_{sg} gleich; beide unterscheiden sich aber in den Amplituden um den Faktor BCR („Bearing Current Ratio“).

$$BCR = \frac{\hat{i}_b}{i_g} \quad 1-3$$

Das Verhältnis der Zirkular-Stromamplitude zur Amplitude des Stator-Erd-Stroms wird „Bearing Current Ratio“ (BCR , Gleichung 1-3) genannt. Das BCR hängt von der Geometrie der elektrischen Maschine, den Werkstoffparametern und der elektrischen Frequenz ab [72]. Die hier durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass sich das BCR in Abhängigkeit des Schmierzustands (Kapitel 4.3) deutlich ändert, da mit einer Zunahme der Schmierfilmhöhe die Impedanz des Lagers ansteigt und dann der Zirkular-Lagerstrom sinkt. Deshalb ist bei niedrigen Drehzahlen der Zirkular-Lagerstrom hoch und sinkt mit steigender Drehzahl (Kapitel 7).

2 Versuchsprogramm

Das Lagerstromversuchsprogramm soll repräsentativ für eine große Anzahl von unterschiedlichen Anwendungsfällen in der industriellen Praxis und auf die jeweilige Lagerstromart abgestimmt sein. Dies bedingt die Untersuchungen mit unterschiedlicher Lagergrößen, da z. B. EDM-Lagerströme eher bei Motoren kleiner Leistung, damit kleineren Lager, und Zirkular-Lagerströme typischerweise bei Motoren oberhalb einer Leistung von 50 kW, damit bei größeren Lagern, auftreten. Rotor-Erd-Lagerströme sind dagegen nicht von der Lagerbaugröße abhängig.

Unterschiedliche Schmierstoffe sind zu untersuchen, da je nach Anwendung und Schmierungsart chemisch unterschiedlich aufgebaute Schmierstoffe Anwendung finden. Daher ist es wichtig, den Schmierstoff elektrisch zu klassifizieren und die notwendigen elektrischen Kenngrößen zu ermitteln.

Das Versuchsprogramm muss die im Betrieb auftretenden unterschiedlichen Lagerbelastungen, Drehzahlen und Lagertemperaturen berücksichtigen, da die Kombination dieser Parameter zu unterschiedlichen Druckflächen und Schmierfilmhöhen unter den Wälzkörpern führt.

2.1 Lagertyp

Untersucht wurden ausschließlich Rillenkugellager von zwei Herstellern in drei verschiedenen Baugrößen. Die kleinste Lagergröße war vom Typ 6205 C3 und wurde in den 1,5 kW-Asynchronmotoren auf der Antriebs- und Nichtantriebsseite eingesetzt. Der Lagertyp 6209 C3 war in den 11 kW-Asynchronmotoren auf der Antriebsseite und Nichtantriebsseite verbaut. Die Lagertypen 6316 C3 und 6317 C3 waren in den 110 kW-Asynchronmotoren verbaut. Im Anhang A6 sind die technischen Daten der Lager angegeben.

Die Lagerstromuntersuchungen wurden für EDM-Lagerströme mit den Lagergrößen 6205 C3, 6209 C3, 6316 C3 und 6317 C4, für die Rotor-Erd-Lagerströme mit den Lagergrößen 6205 C3 und 6209 C3 und für die Zirkular-Lagerströme mit den Lagern 6316 C3 und 6317 C3 durchgeführt. Alle Lager wurden ausschließlich mit Schmierfett (siehe Kapitel 2.2) betrieben.

2.2 Schmierstoff

Die Wälzlagerung bei elektrischen Maschinen wird unabhängig vom Lagertyp zumeist [41] fettgeschmiert ausgeführt. Hierbei geht der Trend hin zu Lebensdauerschmierung, um Wartungskosten zu vermeiden. Nur bei Hochdrehzahlanwendungen oder bei sehr hochbelasteten Lagern wird Öl-Schmierung eingesetzt. Hier wurden die Versuche ausschließlich mit fettgeschmierten Wälzlagern durchgeführt.

Ein Lagerfett besteht aus dem Schmieröl (Grundöl), dem Verdicker und Additiven. Die Zusammensetzung der einzelnen Komponenten ist abhängig vom gewünschten Betriebsverhalten des Schmierstoffs. Um den Einfluss des Schmierstoffs auf die Lagerströme zu untersuchen, sollten die für die Versuche ausgewählten Schmierstoffe die typischen Einsatzfälle in der Praxis abdecken.

Als Grundöle kommen verschiedene Öle [70] z. B. Mineralöl, synthetische Kohlenwasserstofföle, Esteröle, Silikonöle, Polyalphaolefine (PAO) und weitere Ölsorten in Betracht. Mineralöle sind hauptsächlich im niedrigen Preissegment vertreten. Höherwertige

Schmierstoffe, welche auch bei sehr niedrigen und sehr hohen Temperaturen zum Einsatz kommen, basieren zumeist auf synthetisch hergestellten Ölen wie Esteröl oder synthetischem Kohlenwasserstofföl (Hydrocarbon-Öl). In der Literatur [4], [16], [14], [27], [20] wurden überwiegend mineralölbasierte Schmierstoffe bei der Lagerstromforschung untersucht. Daher wurde als Referenzschmierstoff ein auf Mineralöl basierender Schmierstoff ausgewählt (G1, Tabelle 2-1).

Als Verdicker kommen Seifen (z. B. Lithiumseife, Calciumseife, Natriumseife, Bariumseife), Polyharnstoffe, Silikate oder PTFE zum Einsatz. Dabei werden zumeist Lithiumseifen und Polyharnstoffe eingesetzt [70]. Die Additive sollen die Eigenschaften des Gemisches (Grundöl/Verdicker) verbessern bzw. diesem zusätzliche Eigenschaften verleihen (Geräuschreduktion, Fließverhalten, Rostschutz usw.). In Verbindung mit Lagerströmen wird in der Literatur [14], [56] Graphit als Additiv genannt, um die elektrische Leitfähigkeit des Fetts zu erhöhen, um den Spannungsaufbau über dem Lagerschmierfilm z. B. bei EDM-Lagerstrom zu verhindern.

Insgesamt wurden fünf Schmierstoffe (Tabelle 2-1) ausgewählt, welche Mineralöl (G1), Esteröl (G2, G3) und synthetisches Kohlenwasserstofföl (G4, G5) als Grundöl haben. Als Verdicker ist Lithiumseife (G1, G4, G5) in der Kombination mit dem Mineralöl und dem synthetischen Kohlenwasserstofföl und Polyharnstoff (G2, G3) in Kombination mit Esteröl ausgewählt worden. Drei Schmierstoffe enthielten mindestens die Standardadditive (G1, G3, G5) und gehören damit zur Gruppe der hochohmigen Schmierstoffe. Aufgrund der niedrigen Preiskategorie bei G1 müsste der Schmierstoff G1 weniger Additive enthalten als die Schmierstoffe G3 und G5. Es zeigt sich bei der Untersuchung des spezifischen elektrischen Widerstands (Kapitel 2.2.2), dass der spezifische elektrische Widerstand des Schmierstoffs G3 um den Faktor 10000 kleiner ist als bei Schmierstoff G1 und G5. Zwei Schmierstoffe (G2, G4) enthalten als Additive elektrisch leitfähige Zusatzstoffe und gehören damit zu der Gruppe der niederohmigen Schmierstoffe. Beim Schmierstoff G4 ist der leitfähige Zusatz Graphit. Die Graphitpartikel haben unterschiedliche Größen. Nur ca. 5 % der Graphitpartikel sind laut *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* so klein, dass diese bei Nenndrehzahl von vierpoligen Asynchronmaschinen in den Schmierkontakt hineinfließen können.

Tabelle 2-1: Ausgewählte Schmierstoffe

Schmierstoff-Bezeichnung	G1	G2	G3	G4	G5
Grund-Öl	Mineralöl	Esteröl		Hydrocarbon-Öl	
Verdicker	Lithium	Polyurea		Lithium	
Relative Permittivität ϵ_r	3,25	4,6	4,6	2,2	2,2
Spezifischer elektrischer Widerstand $\rho / \Omega \cdot \text{cm}$	10^{13}	$3,7 \cdot 10^6$	$2,9 \cdot 10^9$	≤ 10000	10^{13}
Impedanz	hoch	niedrig	mittel	niedrig	hoch

Für die elektrische Lagermodellierung sind die elektrischen Kennwerte des Schmierstoffs nötig. Die elektrischen Schmierstoffkennwerte des Fetts sind die Durchschlagsfeldstärke E , die relative Permittivität ϵ_r und der spezifische elektrische Widerstand ρ . Werte der relativen Permittivität sind in der Literatur für verschiedene Grundöle [18] und für fünf verschiedene Fette [77] zu finden. Der spezifische elektrische Widerstand ist in der Literatur in [14], [20] erwähnt. Werte der Durchschlagsfeldstärke sind in der Literatur nur für mineralölbasierte Schmierstoffe mit einer maximalen Durchschlagsfeldstärke $E = 30 \text{ kV/mm}$ zu finden [42]. Für die detaillierte Untersuchung der Durchschlagsfeldstärke (Kapitel 2.2.3) sind vom ausgewählten Schmierstoff G1 das Grundöl und das additivierte Grundöl durch die

Schaeffler Technologies AG & Co. KG und für die Schmierstoffe G2 ... G5 von *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* zur Verfügung gestellt worden.

Nachfolgend wird eine Übersicht über die bekannten Werte der relativen Permittivität und des spezifischen elektrischen Widerstands gegeben.

2.2.1 Relative Permittivität

Detailuntersuchungen zur relativen Permittivität sind bei *Jagenbrein* [18] und [77] zu finden. Die dort publizierten Werte wurden hier für die ausgewählten Schmierstoffe G1 ... G5 übernommen (Tabelle 2-1). Ergebnisse der extern durchgeführten Untersuchung für den eingesetzten Schmierstoff G1 aus [96] ergaben eine relative Permittivität ϵ_r von 2,2 für das Grundöl und das additivierte Grundöl. Dies deckt sich mit den Ergebnissen aus [18]. Die messtechnisch ermittelte relative Permittivität des Schmierfetts wich mit $\epsilon_r = 3,25$ von den Werten des Grundöls und des additivierten Grundöls ab. Die Untersuchungen der relativen Permittivität in [18] wurden bei Frequenzen von 1 MHz bis 10 MHz durchgeführt. Der Einfluss der Frequenz und der Temperatur in [18], [96] auf die relative Permittivität ist aufgrund der Untersuchungsergebnisse gering.

2.2.2 Spezifischer elektrischer Widerstand

Erste Untersuchungen zum spezifischen elektrischen Widerstand wurden bei *Preisinger* [14] bzw. *Prashad* [20] durchgeführt, einzelne Untersuchungen später in [32]. Die messtechnische Untersuchung des spezifischen elektrischen Widerstands (Tabelle 2-1) der Schmierstoffe wurde bei der Firma *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* durchgeführt. In Bezug zu Untersuchungen in [14] zeigt sich, dass das Grundöl nicht alleine den spezifischen elektrischen Widerstand festlegt, sondern dass auch die Additive einen Einfluss haben. Das dabei in [14] untersuchte Schmierfett, basierend auf Mineralöl, wies einen Wert von $\rho > 10^8 \Omega \cdot \text{cm}$ auf, was deutlich vom Messwert für das Schmierfett G1 von $10^{13} \Omega \cdot \text{cm}$ (DC) abweicht, welches ebenso auf Mineralöl basiert. Bei dem von *Preisinger* [14] untersuchten niederohmigen Schmierstoff ist Graphit ein Bestandteil der Additive und sollte den Schmierstoff leitfähig machen. Ein graphitierter Schmierstoff wird auch in der IEC 60034-24 [44] als Abhilfemaßnahme für Entladeströme genannt. Die Untersuchungen aus [33] zeigen, dass ein solcher graphitierter Schmierstoff nach ca. 40 Stunden seine niederohmige bzw. niederimpedante Wirkung verlieren kann.

Die Schmierstoffe G2 und G4 - mit den leitfähigen Additiven - haben einen kleineren spezifischen Widerstand im Vergleich zu den Schmierstoffen ohne ein leitfähiges Additiv. Der spezifische Widerstand des Schmierstoffs G3 ist um $10^4 \Omega \cdot \text{cm}$ kleiner als bei den Schmierstoffen G1 und G5 (Tabelle 2-1).

2.2.3 Durchschlagsfeldstärke der Grundöle der ausgewählten Schmierstoffe

Die Untersuchungen der Durchschlagsfeldstärke wurden in Anlehnung an die Norm IEC 60156 [73] durchgeführt. Entsprechend dieser Norm IEC 60156 wurde eine Spannungs-Anstiegszeit von 2 kV/s, die entsprechende Größe des Prüfgefäßes und die vorgeschriebene Form der Elektroden verwendet (Abbildung 2-1). Abweichend zur Norm IEC 60156 wurden

die Elektrodenabstände 50 μm , 250 μm , 500 μm und 1000 μm bei blasenfreiem Öl eingestellt. Die Norm schreibt nämlich einen festen Elektrodenabstand von 2,5 mm vor; alle Abstände sind größer als die Elektrodenabstände im Lagerkontakt von maximal 2 μm infolge der Schmierfilmdicke. Zur Einstellung der Elektrodenabstände wurden normierte Normabstandsfühler eingesetzt. Aufgrund der erhöhten Viskosität des Schmierstoffs konnte ohne zusätzliche Maßnahmen kein Zustand ohne Luftblasen hergestellt werden. Daher wurden die Luftblasen aus dem Behältnis bei einem Druck von 0,8 bar für 24 Stunden in einer Vakuumkammer evakuiert. Für die Durchschlagsfeldstärkemessungen wurde folgender Prüfablauf verwendet:

1. Füllen des Prüfbehälters mit 500 ml Öl.
2. Prüfbehälter für 24 Stunden in die Vakuumkammer bei einem Druck von 0,8 bar einbringen, um die Luftblasen zu eliminieren.
3. Einstellen des Elektrodenabstands mit Normabstandsfühler.
4. Zwischen den einzelnen Messungen eine Pause von mindestens 5 Minuten einhalten, Rühren des Öls, um Rußpartikel zwischen den Elektroden zu entfernen, sodass wieder eine homogene Verteilung des Öls vorliegt.
5. Nächste Messung durchführen und bei Punkt 4 fortfahren, bis 6 Messungen durchgeführt sind.
6. Auswertung der Messung mit der Bildung des Mittelwerts ohne den niedrigsten und höchsten Messwert.
7. Berücksichtigung von Feld-Homogenitätsfaktoren bzgl. der Elektrodenanordnung.

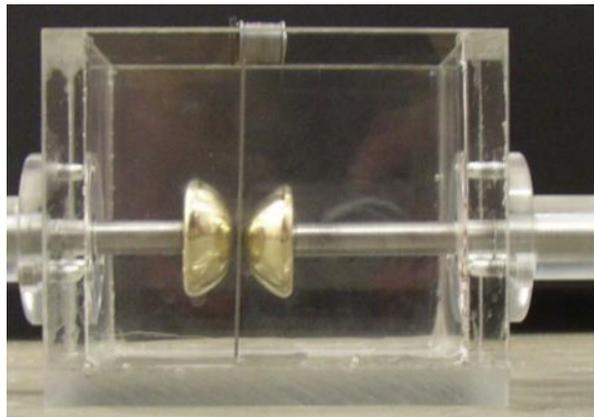


Abbildung 2-1: Einstellen der Elektroden am ungefüllten Prüfbehälter des Fachgebiets „Hochspannungstechnik“ der TU Darmstadt

Die Homogenitätsfaktoren sind abhängig vom Elektrodendurchmesser, der Elektrodenform, den Erdungsverhältnissen und dem Abstand der Elektroden und sind als Schwaiger-Faktoren [91], [92] bekannt. Die Schwaiger-Faktoren sind aufgrund der geringen Elektrodenabstände klein und wurden daher vernachlässigt. Untersucht wurden das Grundöl und das additivierte Grundöl des ausgewählten Schmierstoffs. Die Ergebnisse sind in Tabelle 2-2 zu finden.

Aus den Messergebnissen ist ersichtlich, dass das Mineralöl mit additiviertem Grundöl mit ca. 45,29 kV/mm bzw. 41,66 kV/mm eine deutlich höhere Durchschlagsfeldstärke aufweist als der in der Literatur häufig genannte Wert von 30 kV/mm [36]. Das Grundöl Hydrocarbon-Öl (Schmierstoff G4 / G5) hat bei dem kleinsten Elektrodenabstand (50 μm) eine ähnlich hohe Durchschlagsfeldstärke von ca. 44,25 kV/mm wie der Schmierstoff G1. Das Esteröl (O3) (Schmierstoffe G2 / G3) hat im Vergleich zu den beiden anderen Grundölen eine um ca. 20 % geringere Durchschlagsfeldstärke von 36,35 kV/mm. An der Ölphase (O5) des Schmierstoffs G2 ist gut ersichtlich, dass der dort gewählte leitfähige Zusatz einen Einfluss auf die Durchschlagsfeldstärke besitzt. Diese Durchschlagsfeldstärke ist um mehr als 50 % kleiner

als jene des Grundöls (O3). Die Additive der Ölphase O4 (Schmierstoff G3) haben keinen Einfluss auf die Durchschlagsfeldstärke.

Tabelle 2-2: Messergebnisse der Durchschlagsfeldstärke für das Grundöl und das additivierte Grundöl der ausgewählten Schmierstoffe aus Tabelle 2-1

Test Nr.	O1	O2	O3	O4	O5	O6	O7
Grund-Öl	Mineralöl		Esteröl			Hydrocarbon-Öl	
Additiv	Nein	Ja	Nein	Ja	Ja	Nein	Ja
Gehört zu Schmierstoff	G1	G1	G2 / G3	G3	G2	G4 / G5	G5
Elektrodenabstand	Durchschlagsspannung U_{th} / kV						
50 μm	2,33	1,93	1,86	1,95	0,76	2,21	-
250 μm	13,35	12,54	9,01	8,44	1,19	10,59	5,15
500 μm	22,02	21,08	18,22	18,26	1,81	19,19	16,04
1000 μm	36,00	34,62	34,73	34,00	3,75	29,33	31,17
Elektrodenabstand	Standardabweichung σ						
50 μm	0,57	0,38	1,41	0,25	0,13	0,53	-
250 μm	2,14	1,21	1,19	1,96	0,01	1,76	1,41
500 μm	2,31	2,68	2,09	1,32	0,19	1,61	2,34
1000 μm	5,50	2,35	3,45	3,65	0,12	4,49	2,16
Elektrodenabstand	Durchschlagsfeldstärke E / kV/mm						
50 μm	46,55	38,6	37,11	38,96	15,25	44,25	-
250 μm	53,4	50,15	36,04	33,774	11,85	42,36	17,178
500 μm	44,49	42,59	36,80	36,88	7,24	38,76	32,41
1000 μm	36,73	35,32	35,43	34,69	7,58	29,93	31,80
Mittelwert	45,29	41,66	36,35	36,08	10,48	38,82	27,13

Die tatsächlichen Verhältnisse im Kontakt konnten anhand dieser Versuche nicht abgebildet werden, da sich insbesondere die Druckverhältnisse unterscheiden. Weiter sind die Abstände im Lagerspalt in der Regel um das 50-100-fache kleiner als der kleinste gewählte Elektrodenabstand. Nach Küchler [92] nimmt der Einfluss an Oberflächenrauheiten (Spitzen) beim Öldurchschlag eine wesentliche Rolle ein, da an solchen Oberflächenrauheiten höhere Feldstärken auftreten. Aufgrund der großen Anzahl an Einflussparametern stehen nur halbempirisch ermittelte Messverfahren zur Verfügung.

Die durchgeführten Versuche zeigen, dass Unterschiede bei der Durchschlagsfeldstärke bei den Grundölen existieren. Die Additive können einen wesentlichen Einfluss auf die Durchschlagsfeldstärken haben.

2.2.4 Untersuchung der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“

Mütze [16] zeigt durch Stichprobenversuche die Abhängigkeit der Lagerstromamplituden von den Betriebsparametern „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ auf. Bei den von ihr durchgeführten Dauerversuchen mit gleicher scheinbarer Lagerstromdichte an unterschiedlichen Motoren gleicher Achshöhe und gleichen Lagertyps stellte sich heraus, dass der Motor mit erhöhter axialer Lagerbelastung im Lager eine graue Laufspur aufwies. Bei den anderen Versuchslagern ohne die erhöhte Axialkraft wurde ein Riffelbild auf den Lagerlauflächen festgestellt.

Die Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ haben einen wesentlichen Einfluss auf die Schmierfilmhöhe (Kapitel 7.2). Die Höhe und das Verhältnis von radialer und axialer Lagerbelastung fließen auch in die Schmierfilmhöhenberechnung ein. Aus der radialen und axialen Lagerbelastung werden die *Hertz'sche* Druckfläche (Kapitel 7.2) und die Anzahl der belasteten Wälzkörper, d.h. die Anzahl an elektrisch parallelen Pfaden (Kapitel 7.1), bestimmt.

Im Zusammenhang mit der Untersuchung der Lagerströme ist die Schmierfilmhöhe daher eine entscheidende Größe, da diese z. B. bei EDM-Lagerströmen die Durchschlagsspannung $U_{b,th}$ des Schmierfilms (Gleichung 1-2) bestimmt. Die Schmierfilmhöhen am Außen- und am Innenring sind unterschiedlich (Abbildung 2-2), sodass sich je nach Kombination der Betriebsparameter fünf verschiedene elektrische Zustände [96] einstellen können. Hierbei kann es zwischen Wälzkörper und Laufbahn zum metallischen Kontakt kommen (d. h. kein vollständig aufgebauter Schmierfilm bei Mangelschmierung oder Mischreibung), und es können ein nicht isolierender Schmierfilm ($U_b > U_{b,th}$) und ein isolierender Schmierfilm ($U_b < U_{b,th}$) auftreten.

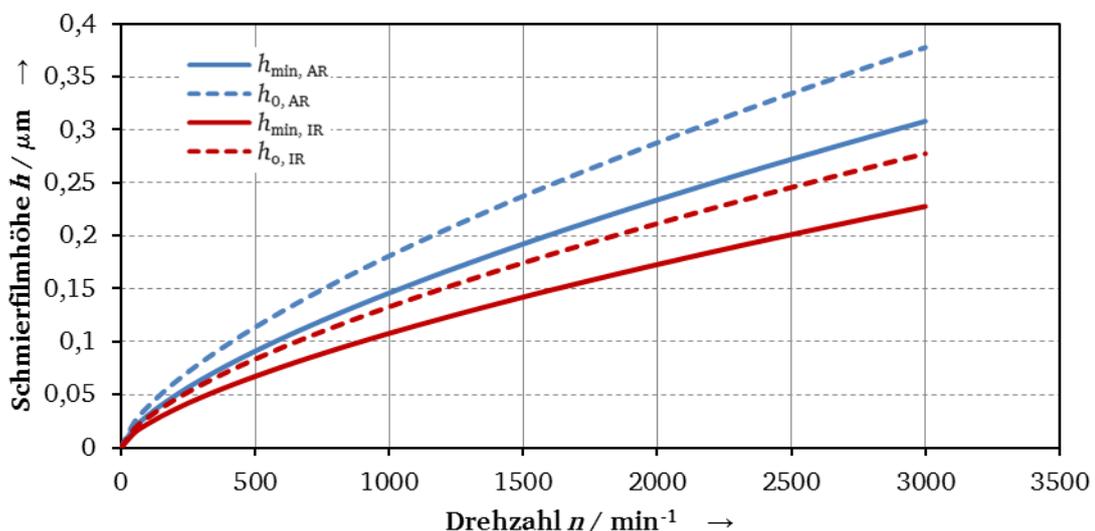


Abbildung 2-2: Zentrale Schmierfilmhöhe h_0 (Linie: —) und berechnete minimale Schmierfilmhöhe h_{\min} (Linie: - -) beim Lagertyp 6205 C3 am Innenring (rot, kleinere Werte) und Außenring (blau, höhere Werte) für den Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, Lagertemperatur $\vartheta_b = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$ und axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$

Um den Einfluss der Betriebsparameter deutlich sichtbar zu machen, wurden zu Beginn Stichprobenversuche in Anlehnung an Mütze in Abhängigkeit der Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ mit einer größeren Anzahl, an Betriebsparameterkombinationen und größeren Drehzahlbereich durchgeführt. Zusätzlich

wurden die Vorversuche in Abhängigkeit der Betriebsparameter „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ durchgeführt (Kapitel 4). Basierend auf diesen Ergebnissen der Stichprobenversuche wurden jeweils zwei Betriebspunkte je Betriebsparameterdatensatz gewählt, sodass je Lagerstromart 16 Kombinationen mit unterschiedlichen Betriebsparametern bei den Dauerversuchen (Tabelle C1, Tabelle C2, Kapitel 5) durchzuführen waren.

3 Eingesetzte Prüfaufbauten und Messtechnik

In diesem Kapitel werden die einzelnen Versuchsaufbauten, die Antriebskonfigurationen und die eingesetzte Messtechnik beschrieben. Es werden zwei Typen von Versuchsaufbauten unterschieden. Die erste Gruppe der Versuchsaufbauten wurde eingesetzt, um die Lagerströme in Abhängigkeit der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ zu untersuchen. Die zweite Gruppe der Versuchsaufbauten wurde zum Messen der Lagerimpedanzen herangezogen. Das eingesetzte Messverfahren der Lagerstrommessung und das optische Analyseverfahren der Lageroberflächen werden in diesem Abschnitt ebenfalls beschrieben.

3.1 Prüfaufbauten für Lagerstromuntersuchungen

Die Prüfaufbauten erlauben die variable Einstellung der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“. Die Lager können beschädigungsfrei demontiert werden, sodass eine anschließende Analyse der Laufflächen durchgeführt werden kann. Alle Prüfaufbauten wurden mit Norm-Asynchronmaschinen unterschiedlicher Achshöhe in Anlehnung an *Mütze* [16] aufgebaut, da dies der in der Industrie dominierende Maschinentyp ist. Alle Motoren (Anhang A1) wurden mit pulsweitenmodulierten Spannungszwischenkreis-Umrichtern (Anhang A2) mit 560 V Zwischenkreisspannung ohne Ausgangsfilter im mechanischen Leerlauf betrieben. Über die veränderte Grundschwingungsfrequenz der Umrichter konnte die Drehzahl variiert werden.

Tabelle 3-1: Übersicht der Prüfaufbauten

Prüfstand Nr.	Untersuchte Lagerstromart	Maschinen	Umrichter	Lagertyp	
				DE	NDE
1	Rotor-Erd-Lagerstrom	M1_5 (3x)	FC 302	6205 C3	6205 C3
2	EDM-Lagerstrom	M1_5 (3x)	VLT 5001	6205 C3	6205 C3
3	EDM-Lagerstrom	M11_1 (3x)	VLT 5032/ VLT 5050	6209 C3	6209 C3
4	Rotor-Erd-Lagerstrom	M11_2 (3x)	FC 302	6209 C3	6209 C3
5	Stichprobenversuche	M1_5 (3x)	FC 302	6205 C3	6205 C3
6	Zirkular-Lagerstrom	M110_1	VLT 5125	6317 C3	6316 C3
7	Zirkular-Lagerstrom	M110_2		6317 C3	6316 C3
8	Zirkular-Lagerstrom- Stichprobenversuche Impedanzmessung	M110_3	FC302	6316 C3	6316 C3
9	Impedanzmessung	M1_5	FC302	6205 C3	6205- 2RSLTN9

Insgesamt standen neun Prüfstände zur Verfügung. Tabelle 3-1 gibt eine Übersicht über die genutzten Prüfaufbauten. Die Bezeichnung der eingesetzten Maschine z. B. „1,5 kW-Asynchronmaschine 1-3“ setzt sich aus Prüfstandsnummer – hier 1 – und der im Prüfstand eingesetzten Maschine – hier 3 – zusammen.

Alle Prüfaufbauten wurden elektrisch isoliert gegen Erde aufgebaut, um definierte Erdungspfade zu erhalten. Die Antriebskonfigurationen zur Untersuchung der EDM-Lagerströme und Rotor-Erd-Lagerströme wurden so gewählt, dass die Lagerströme nach [16]

maximal werden. Bei den Prüfständen 1-5 und dem Prüfstand 9 sind vieradrige ungeschirmte Motorzuleitungen (Kabeltyp: Y-JZ) von 2,5 m Länge mit einem Kabelquerschnitt je Phase von 2,5 mm² eingesetzt worden. Für die Prüfstände 6-8 sind zehn Meter lange geschirmte vieradrige Kabel (Kabeltyp: 2YSLCY-J) mit einem Kabelquerschnitt je Phase von 25 mm² eingesetzt worden. Für die EDM-Lagerstromuntersuchungen wurde der Erdleiter in der Zuleitung vom Umrichter zum Motor für die Statorerdung genutzt, wobei der Umrichter geerdet war. Die Erdungsverhältnisse der Rotor-Erd-Lagerstrom-Versuche wurden mehrfach geändert. Der Einfluss der Erdung auf die Versuchsergebnisse wird im Kapitel 5.2.1 gesondert behandelt. Eine Übersicht über die untersuchten Erdungsverhältnisse gibt Tabelle 3-2. Alle Umrichter wurden mit U/f-Steuerung betrieben. Bei den eingesetzten Umrichtern [46], [47] konnten die Pulsmuster „Stator Flux Asynchronous Vector Modulation“ (SFAVM) und „60 Degree Asynchronous Vector Modulation“ (AVM 60) eingestellt werden. Die SFAVM ist eine nicht synchronisierte Dreieck-Sinus-Modulation und die AVM 60 ist eine übermodulierte Dreieck-Sinus-Modulation, bei der im Grundwellenamplitudenmaximum für die Dauer von 60° elektrisch die jeweils beiden IGBT eingeschaltet sind [74]. Eine Übersicht der eingestellten Schaltfrequenzen und Pulsmuster gibt Tabelle 3-3.

Tabelle 3-2: Übersicht über die Erdungsverhältnisse bei den Rotor-Erd-Lagerstromversuchen an Prüfstand 1 und Prüfstand 4

Konfiguration		ROER K1	ROER K2	ROER K3
Stator-Erdung				
Länge Erdleitung	m	2,5	2,5	9
Querschnitt Erdleitung	mm ²	1,5	1,5	1,5
Rotor-Erdung Antriebsseite				
Länge Erdleitung	m	1,5	1,5	1,5
Querschnitt Erdleitung	mm ²	2,5	2,5	2,5
Rotor-Erdung Nichtantriebsseite				
Länge Erdleitung	m	1,5	-	-
Querschnitt Erdleitung	mm ²	2,5	-	-

Tabelle 3-3: Übersicht über die eingesetzten Schaltfrequenzen und Pulsmuster (*AVM – Pulsmuster Danfoss)

Prüfstand Nr.	Untersuchte Lagerstromart	Schaltfrequenz		Pulsmuster
		Umrichter I	Umrichter II	
1	Rotor-Erd-Strom	5 kHz	10 kHz	SFAVM
2	EDM-Strom	5 kHz	-	SFAVM
3	EDM-Strom	5 kHz	-	SFAVM
4	Rotor-Erd-Strom	5 kHz	10 kHz	SFAVM
5	EDM/Rotor-Erd-Strom Schmierstoffuntersuchungen	5 kHz 9,5 kHz	-	SFAVM
6	Zirkular-Lagerstrom	4,5 kHz	-	AVM 60*
7	Zirkular-Lagerstrom			AVM 60*
8	Zirkular-Lagerstrom	5 kHz	-	AVM 60*
9	Impedanzmessung	5 kHz	-	SFAVM

Das Verändern der axialen Lagerbelastung ist durch Variation der axialen Vorspannung realisiert worden [41]. Die Änderung der radialen Lagerbelastung ist über Riementriebe realisiert. Über Heizungselemente können die Lager zusätzlich von außen erwärmt werden.

Die Ausführung ist bei den einzelnen Prüfständen unterschiedlich ausgeführt und wird detailliert in den folgenden Kapiteln beschrieben.

3.1.1 Isolation des Lagersitzes – Vorbereitung der Lagerstrommessungen

Um die Lagerströme zu messen und die Betriebsparameter einstellen zu können, sind die Lagersitze der 1,5 kW -, 11 kW – und 110 kW-Asynchronmaschinen für die Rotor-Erd-, EDM- und Zirkular-Lagerstrom-Versuche modifiziert worden. Hierbei wurde die in [16] publizierte Verfahrensweise angewendet. Der durch das Lager fließende Strom kann nicht direkt gemessen werden. Daher muss in das Motorlagerschild ein Bypass eingebaut werden. Über diesen Bypass wird der Lagerstrom indirekt gemessen. Der Bypass umfasst die Isolierung der Lagersitze, welche dann mit einem niederimpedanten Kabel überbrückt wird. Der dann durch das Kabel fließende Lagerstrom wird mit einer Strommesszange PR50 (Anhang A10) gemessen. Die eingesetzten Motoren (Anhang A1) unterscheiden sich in der Gehäusekonstruktion, sodass die Ausführung der Isolation bei den eingesetzten Motoren unterschiedlich ausgeführt wurde.

Abbildung 3-1 zeigt anschaulich die realisierten Lagerisolationen für die drei eingesetzten Achshöhen. Bei jedem Lagertausch oder jeder Montagemaßnahme wurde die Intaktheit der Isolation geprüft, indem ihre Kapazität gemessen wurde. Nach dem Neueinbringen einer Isolation im Falle eines Defekts ist eine Isolationsprüfung mit einer Prüfspannung von 100 V DC durchgeführt worden.

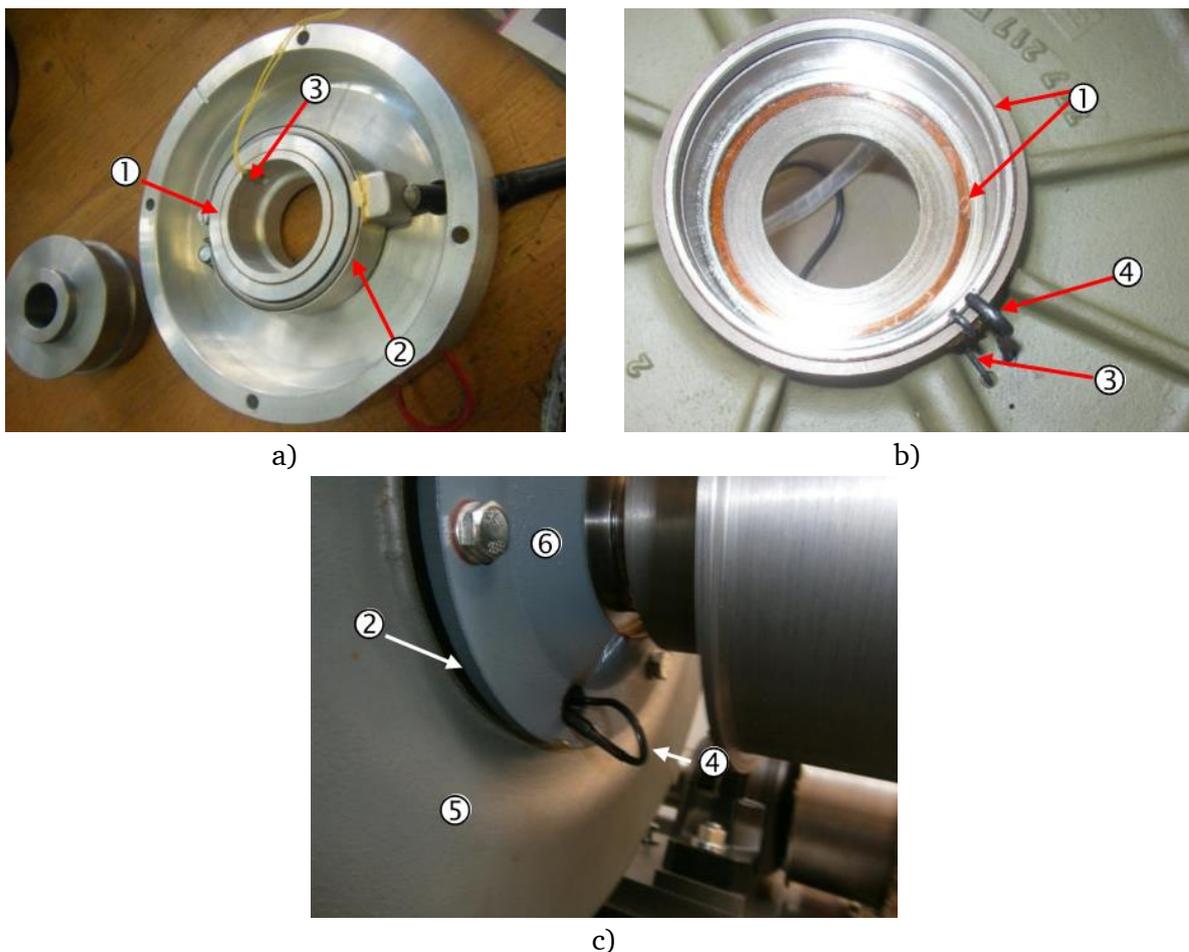


Abbildung 3-1: Modifizierte Lagerschilde: a) 1,5 kW-Asynchronmaschine, b) 11 kW-Asynchronmaschine, c) 110 kW-Asynchronmaschine

(1) Isolationsschicht des Lagersitzes, (2) Heizelement, (3) Thermoelement Typ J am Außenring, (4) Messschleife des Bypasses, (5) Lagerschild der 110 kW-Asynchronmaschine, (6) Lagerdeckel

3.1.2 Lagerheizung und Lagertemperaturmessung

Im Betrieb stellt sich an den Motorenlagern in Abhängigkeit des Arbeitspunktes des Motors, der Umgebungstemperatur, usw. eine gewisse Lagertemperatur ein. Bei allen eingesetzten Prüfständen wurden die Motoren im Leerlauf betrieben, was zu geringeren Lagertemperaturen wie bei Motoren im Betrieb bei Bemessungsleistung führt. Um den Einfluss der Lagertemperatur auf die Ausbildung der Lagerströme zu untersuchen, wurden an den jeweils eingesetzten Motoren Heizungen in nächster Nähe zu den Lagern angebracht (Abbildung 3-1 a, Abbildung 3-2).

Mit zunehmender Erwärmung der Lager steigt die Temperatur bei Verwendung der Heizung am Lageraußenring stärker als am Lagerinnenring an. Dies widerspricht dem üblichen Temperaturgefälle in den Lagern bzw. den Maschinen, bei welchem der Innenring eine höhere Temperatur als der Außenring aufweist. Es ist bei allen Versuchen darauf geachtet worden, dass die Temperaturdifferenz zwischen Innenring und Außenring nicht mehr als 10 K beträgt.

Bei den 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren wurden Bandheizelemente (Anhang A3) eingesetzt, da diese die Temperatur gleichmäßig über den ganzen Umfang des Lagers einprägen. Ein weiterer Vorteil der Bandheizelemente ist der relativ kleine nötige Bauraum bei vergleichbarer hoher Leistungsdichte. Die Erwärmung der Lager der 110 kW-Asynchronmaschinen war über acht Heizpatronen realisiert, welche im gleichen Winkelabstand in einer Aufnahme am Lagerumfang verteilt sind. Diese Aufnahme ersetzt den äußeren Lagerdeckel des jeweiligen Motorlagerschilds. Alle Heizpatronen sind elektrisch parallel angeschlossen und wurden, wie auch die Bandheizelemente, über einphasige Spartransformatoren mit variabler Spannung versorgt. Die Einstellung der Spartransformatoren wurde händisch durchgeführt.

Die sich an den Lagern einstellende Temperaturen wurden an den Innenringen über Pt100-Temperatursensoren und an den Außenringen über Thermoelemente Typ J (Anhang A8) gemessen. Die Pt100-Sensoren sind in einer Bohrung in der Welle unterhalb des Lagersitzes eingeklebt und wurden durch eine Innenbohrung der Welle mit dem Messschleifring kontaktiert. Die Schleifringe sind mit Silber-Graphit-Bürsten ausgestattet, um deren Einflüsse auf die Temperaturmessung zu minimieren. Bei den 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren wurden die Lagerinnenringtemperaturmessungen auf der Antriebs- und Nichtantriebsseite realisiert. Bei den 110 kW-Asynchronmotoren war die Messung der Lagerinnenringtemperatur nur auf der Nichtantriebsseite realisiert worden, da für die Antriebsseite eine dafür erforderliche Kernbohrung der Welle baugrößenbedingt nicht möglich war.

Die Thermoelemente waren bei den 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren in einer Bohrung in der Nähe des Lageraußenringes eingebracht und wurden über eine Bohrung im Lagerschild nach außen geführt. Als Temperaturreferenz wurde die mittlere Lagertemperatur herangezogen, welche aus dem Mittelwert der inneren und äußeren Lagerringtemperatur bestimmt wird. Die mittlere Lagertemperatur wird als Temperatur des Schmierstoffs in den Berechnungen berücksichtigt.

3.1.3 Radiale und axiale Lagerbelastung

Bei der Belastung der Lager wird zwischen axialer und radialer Lagerbelastung unterschieden. Die eingesetzten Rillenkugellager sind im Allgemeinen in der Lage, wesentlich größere radiale Lasten als axiale Lasten aufzunehmen. Eine axiale Belastung ist z. B. bei Getriebeanwendung mit Schrägverzahnung zu finden. Daher wird in diesen Anwendungsfällen eine verstärkte Lagerung eingesetzt [41]. Da dem Hersteller von Serienmotoren in den wenigsten

Anwendungsfällen die genaue Lastspezifikation bekannt ist und er trotzdem die radiale Mindestbelastung der Lager berücksichtigen muss, werden bei kleineren Motoren mit Federn bzw. Federpaketen die Lager axial vorgespannt. Mit zunehmender Motorengröße ist die erforderliche Mindestbelastung der Lager alleine durch die radial wirkende Gewichtskraft des Rotors gegeben. Die Methodik der axialen Vorspannung wird hier bei den Prüfständen genutzt, um die axiale Lagerbelastung bei den Motoren zu verändern. Es wurden bei allen 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren jeweils zwei unterschiedliche Werte der axialen Lagerbelastung eingestellt. Die erste eingestellte axiale Lagerbelastung wird durch eine kleine Auslenkung der Kugellagerausgleichsfeder (kleine Axialkraft, siehe Anhang C1) hergestellt und entspricht dem Zustand, wie es die Hersteller der Motoren festgelegt hatten.

Durch Einbringen eines Distanzrings wird der Federweg reduziert, sodass die Axialkraft erhöht wird. Dies entspricht dann der zweiten höheren axialen Lagerbelastung. Die tatsächliche Federkennlinie wurde in [96] vermessen.

Bei den 110 kW-Asynchronmotoren war die axiale Vorspannung unterschiedlich ausgeführt. Bei dem Motor M110_3 wurde dies, wie auch bei den 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren, mit einer Kugellagerausgleichsscheibe realisiert, die bei der erforderlichen Kraft bereits maximal ausgelenkt war. Eine Kugellagerausgleichsscheibe mit einer höheren Federkraft war im Handel nicht erhältlich. Daher wurde die axiale Kraft im zweiten Lager zu Null gewählt, was durch Ausbau der dortigen Kugellagerausgleichsscheibe erreicht wurde. Bei den 110 kW-Asynchronmotoren M110_1 und M110_2 war die axiale Vorspannung über je zwei angestellte Tellerfedern realisiert. Die Federn sind bereits vom Motorhersteller maximal vorgespannt. Daher wurde zur Realisierung einer höheren Axialkraft auf andere Tellerfedern mit einer höheren Federkonstante zurückgegriffen. Die Erhöhung der axialen Belastung aufgrund der Ausdehnung des Rotors durch dessen Erwärmung wurde bei der Axialkraftbestimmung vernachlässigt. Eine Übersicht über die gewählten axialen Belastungen und radialen Lagerbelastungen bei den Dauerversuchen für die jeweiligen Prüfstände zeigt Tabelle 3-4.

Die bei der Übersicht unterschiedlichen Werte bei der radialen und axialen Belastung sind mit min. und max. gekennzeichnet.

Tabelle 3-4: Übersicht der eingestellten radialen und axialen Lagerbelastungen in den Dauerversuchen

Prüfstand Nr.	Lagertyp		Axiale Lagerbelastung F_a		Radiale Lagerbelastung F_r		Belastung C/P	
	DE	NDE	min.	max.	min.	max.	min. (F_a, F_r)	max. (F_a, F_r)
1	6205 C3	6205 C3	50 N	350 N	63 N	270 N	94,3	14,8
2	6205 C3	6205 C3	50 N	350 N	63 N	270 N	94,3	14,8
3	6209 C3	6209 C3	240 N	720 N	325 N	995 N	44,58	17,44
4	6209 C3	6209 C3	240 N	720 N	325 N	995 N	44,58	17,44
5	6205 C3	6205 C3	50 N	350 N	63 N	270 N	94,3	14,8
6	6317 C3	-	1300 N	2600 N	2500 N	11000 N	51,4	12,8
	-	6316 C3	1300 N	2600 N	2500 N	11000 N	30,2	11,9
7	6317 C3	-	1300 N	2600 N	2500 N	11000 N	51,4	12,8
	-	6316 C3	1300 N	2600 N	2500 N	11000 N	30,2	11,9
8	6316 C3	6316 C3	0 N	1100 N	2200 N	10000 N	59,6	13,1

Zur Erhöhung der radialen Lagerbelastung kamen Riementriebe zur Anwendung. Diese haben den Vorteil, dass eine hohe radiale Belastung bei guter Möglichkeit der Veränderung der Belastung eingestellt werden kann. Die Ausführung der Riementriebe war für die Prüfstände der 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren identisch, unterscheidet sich aber zur Ausführung der Riementriebe der 110 kW-Asynchronmaschinen.

Die sich im Lager einstellenden Kräfte sind nicht nur statischer Natur, sondern haben dynamische Anteile in Form umlaufender Kräfte aufgrund der Läuferrestunwucht, des einseitigen magnetischen Zugs auf Grund einer dynamischen (= umlaufenden) Läuferexzentrizität z. B. infolge Wellenbiegung [41] und aufgrund des Riementriebs. Dynamische Einflüsse durch die evtl. leicht exzentrisch angeordneten Messschleifringkörper sind im Allgemeinen vernachlässigbar klein. Die durch den magnetischen Zug (für eine angenommene Läuferexzentrizität von unter 10 % des Nominalluftspalts) und durch den Riementrieb hervorgerufenen dynamischen Radialkraftanteile wurden über Zuschlagsfaktoren [41] auf die statischen Kräfte der Radialbelastung bei der Auslegung berücksichtigt. Die auftretenden drehfrequenten dynamischen Kräfte wurden nicht messtechnisch überprüft. Die sich am Lager einstellende radiale Gesamtkraft ist die im Folgenden angegebene radiale Lagerbelastung F_r .

3.1.4 Lagerprüfstände für die Motoren 1,5 kW / 11kW, Lager 6205 C3 / 6209 C3

Das Prüfstandsystem der 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren ist in [95] entwickelt und erprobt worden. Alle 1,5 kW-Asynchronmotoren stammten vom selben Hersteller (Anhang A1). Bei den 11 kW-Asynchronmotoren (Anhang A1) wurden je Prüfstand jeweils drei Asynchronmotoren desselben Herstellers verwendet, jedoch unterscheiden sich die Hersteller der Motoren des „Prüfstands 3“ und „Prüfstands 4“. Beide 11 kW-Prüfstände wurden so aufgebaut, dass die gleichen mechanischen Belastungen nach Tabelle 3-4 eingestellt werden konnten.

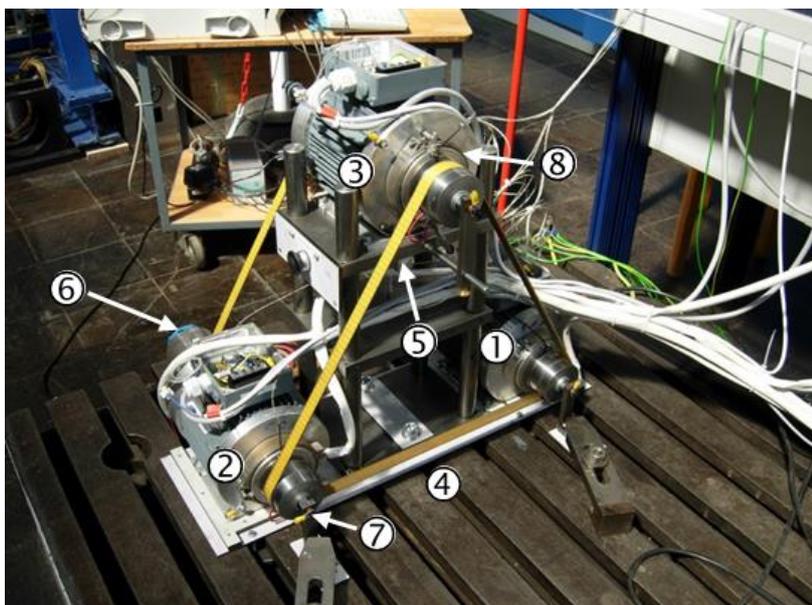


Abbildung 3-2: 1,5 kW – Asynchronmaschinenprüfstand: (1) Motor 1, (2) Motor 2, (3) Motor 3, (4) Riemen, (5) Kraftmessdose, (6) Messschleifring, (7) Wellenspannungsabgriff, (8) Heizelement

In den 1,5 kW-Asynchronmotoren war auf beiden Lagerseiten der Lagertyp 6205 C3 und bei den 11 kW-Asynchronmotoren auf beiden Lagerseiten der Lagertyp 6209 C3 verbaut. An

jedem Motor sind die beschriebenen Modifikationen der Lagersitze, der Lagerschilde und der Einbau von Temperatursensoren im rotor- und statorseitigen Lagersitz (Abbildung 3.2-1 a, b) durchgeführt worden. Zur Erhöhung der radialen Belastung der Wälzlager wurden wie erwähnt die einzelnen Maschinen mit Riemen gegeneinander verspannt, wobei gleichzeitig die Radialkraft mit Kraftmessdosen gemessen wurde (Abbildung 3-2).

Die Motoren wurden gemäß Tabelle 3-1 von einem Spannungszwischenkreisumrichter mit einer fest eingestellten Schaltfrequenz und dem zugehörigen Pulsmuster (Tabelle 3-3) per U/f-Steuerung betrieben. Um eine hohe Spannungssteilheit du/dt zu gewährleisten, wurde die Kabellänge der Motorzuleitung kurz, nämlich 2,5 m, gewählt.

Das Motorkabel ist vieradrig, sodass der Erdanschluss des Motors als vierte Ader bei den EDM-Lagerstromversuchen über den Umrichter erfolgte. Bei den Rotor-Erd-Lagerstromversuchen sind die Erdungsverhältnisse nach Tabelle 3-2 eingestellt worden. Alle Prüfstände wurden elektrisch isoliert gegen Erde aufgebaut, sodass kein zusätzlicher parasitärer Erd-Strom des Motors fließen kann

3.1.5 Lagerprüfstände für die Motoren 110 kW, Lager 6316 C3 & 6317 C3

Zur Untersuchung der Zirkularlagerströme standen für alle Untersuchung drei 110 kW-Asynchronmotoren (Tabelle 3-1) zur Verfügung. Die Motoren M110_1 und M110_2 sind baugleich und haben auf der Antriebsseite den Lagertyp 6317 C3 und auf der Nichtantriebsseite den Lagertyp 6316 C3 verbaut (Anhang A1). Der Motor M110_3 stammt von einem anderen Hersteller als die Motoren M110_1 und M110_2 und hat sowohl auf der Antriebsseite als auch auf der Nichtantriebsseite den Lagertyp 6316 C3 verbaut.

Die radiale Lagerbelastung der drei 110 kW-Asynchronmotoren war wieder über einen Riementrieb realisiert (Abbildung 3-3, Abbildung 3-4). Zur seitlichen Führung des Riemens wurden Riemenscheiben mit Borden angefertigt und auf der Motorwelle angebracht. Als Gegenstück zum Motor wurde ein „Dummy“ angefertigt. Dieser „Dummy“ besteht aus einer Welle, welche über Stehlagereinheiten (Anhang A6) gelagert wurde.

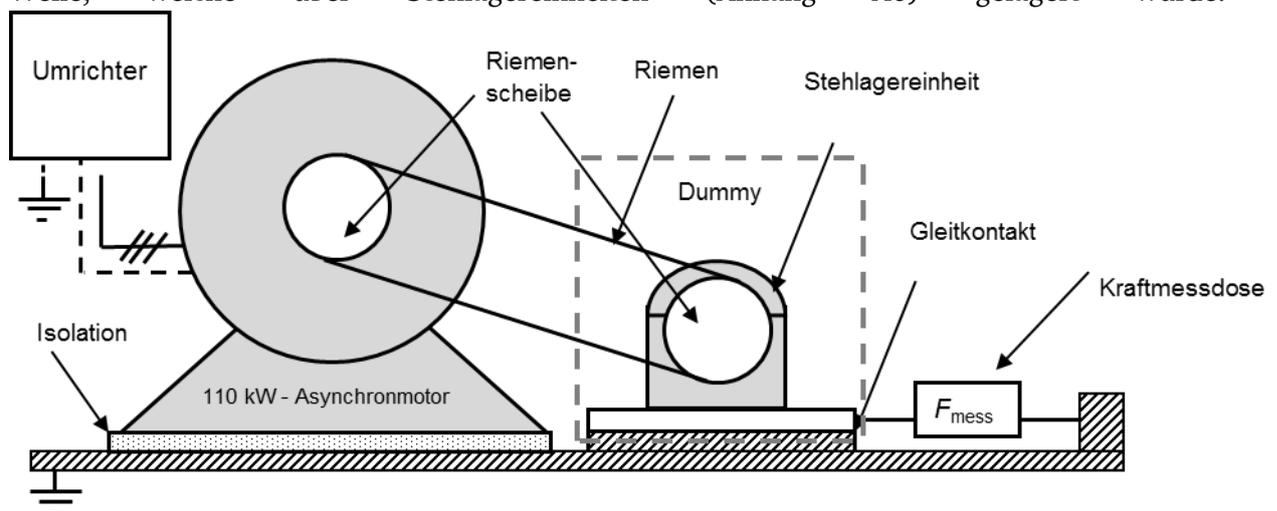


Abbildung 3-3: Schematischer Aufbau des 110 kW-Asynchronmotoren-Prüfstands

Die Stehlagereinheiten waren auf einer Montageplatte angebracht, die sich auf dem Grundrahmen verschieben ließen. Der Grundrahmen war notwendig, um sowohl axiale Verschiebungen als auch Verdrehungen der Montageplatte zu vermeiden. Die Montageplatte war über Kraftmessdosen mit einem Träger mittels Feingewindestäben verbunden. Der Träger war auf dem Fundament fixiert. Über eine Stellschraube wurden die Montageplatte und damit der „Dummy“ verschoben und so der Riemen gespannt. Aus der gemessenen Kraft und den

geometrischen Daten der Prüfanordnung wurde auf die radiale Lagerbelastung zurückgerechnet.

Der Riementrieb ist so ausgelegt, dass ein maximales Verhältnis $C/P = 10$ der dynamischen Tragzahl C zur äquivalenten dynamischen Belastung P erreicht werden konnte. Die Lauffläche der Riemen ist elektrisch nicht leitfähig. Aufgrund der hohen Zugkräfte sind im Riemen selbst leitfähige Faserverstärkungen verbaut. Untersuchungen zeigten aber, dass diese keinen elektrischen Einfluss auf die Lagerstrom-Messungen hatten.

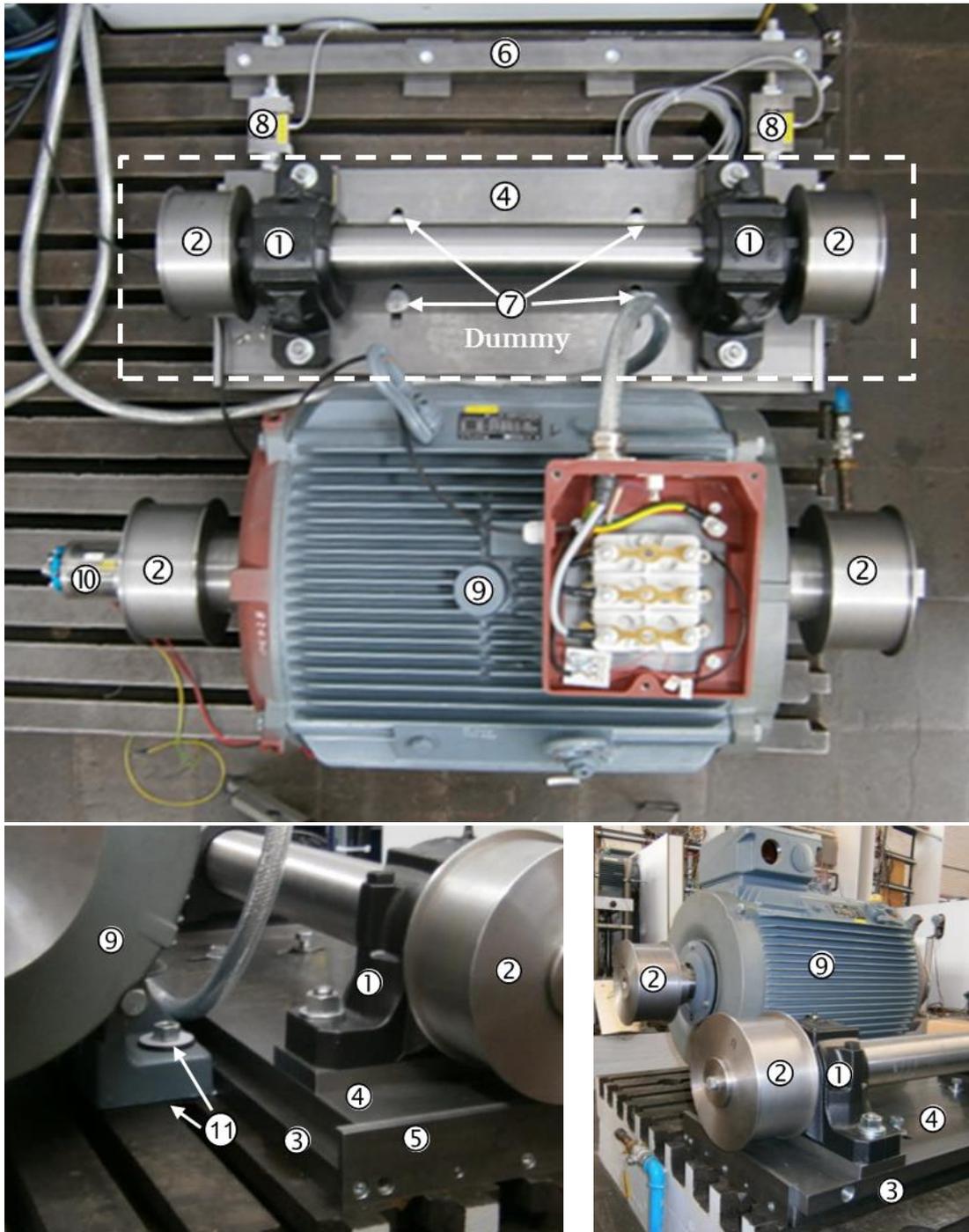


Abbildung 3-4: 110 kW-Asynchronmaschinenprüfstand mit den Einzelbaugruppen: (1) Stahllagergehäuse, (2) Riemenscheibe, (3) Grundrahmen, (4) Montageplatte, (5) axiale Begrenzung des Grundrahmens, (6) Träger, (7) Schrauben zur Fixierung der Montageplatte auf dem Grundrahmen, (8) Kraftmessdosen, (9) 110 kW-Asynchronmotor, (10) Messschleifring, (11) elektrische Isolierung zum Fundament

Die Motoren M110_1 und M110_2 wurden über einen Umrichter elektrisch parallel versorgt. Dabei wird der Umrichter des Herstellers Danfoss des Typs IP5000 zur Speisung der Motoren

M110_1 und M110_2 im Dauerversuch eingesetzt. Beim Umrichter kann das Pulsmuster der verketteten Ausgangsspannung AVM 60° gewählt werden, welches geringere Schaltverluste in den Leistungstransistoren bewirkt. Für die Forschungszwecke hier hat dieses Pulsmuster nach [16] die Eigenschaft, dass höhere Stator-Erd-Ströme auftreten und folglich höhere Zirkularlagerströme. Für Prüfstand M110_3 wurde ein neueres Umrichtermodell des Herstellers Danfoss, nämlich Typ FC302 erworben. Die Schaltfrequenz der Umrichter war 4,5 kHz, und die Motoren wurden mit U/f-Steuerung im Leerlauf betrieben. Das Pulsmuster der Ausgangsspannung war bei beiden Umrichtern das bereits erwähnte AVM 60°. Basierend auf der in [16] gefundenen Erkenntnis, dass geschirmte Motorkabel wegen der durch den Schirm niedrigeren Erdimpedanz höhere Erd- und damit Zirkularströme bewirken, wurde ein geschirmtes Kabel mit der Länge von 10 m ausgewählt. Dadurch treten erhöhte Zirkularströme in den Motoren auf. Das Motorkabel ist vieradrig, damit erfolgt der Erdanschluss des Motors über dieses Kabel und über den Kabelschirm weiter über den Umrichter und dessen Erdungsanschluss. Die Prüfstände waren alle elektrisch isoliert gegen Erde aufgebaut, sodass der Erdanschluss des Motors über den Umrichter den einzigen Erdungspfad darstellte.

3.2 Lagerimpedanzprüfstand für Lagertyp 6205 C3

Der Prüfstand zur Messung der Lagerimpedanz basiert auf dem in Kapitel 3.1.4 vorgestellten 1,5 kW-Asynchronmotoren-Prüfstand für die Lagergröße 6205 C3. Für die Impedanzmessung wurde der Motor 3 (Abbildung 3-2) durch einen zur Impedanzmessung umgebauten Motor 3a (Abbildung 3-5) ersetzt. Der Asynchronmotor „Motor 1“ wurde als Antriebsmotor genutzt. Über den Riementrieb wurde der modifizierte „Motor 3a“ angetrieben. Der Asynchronmotor „Motor 2“ wurde zur Umlenkung des Riemens genutzt.

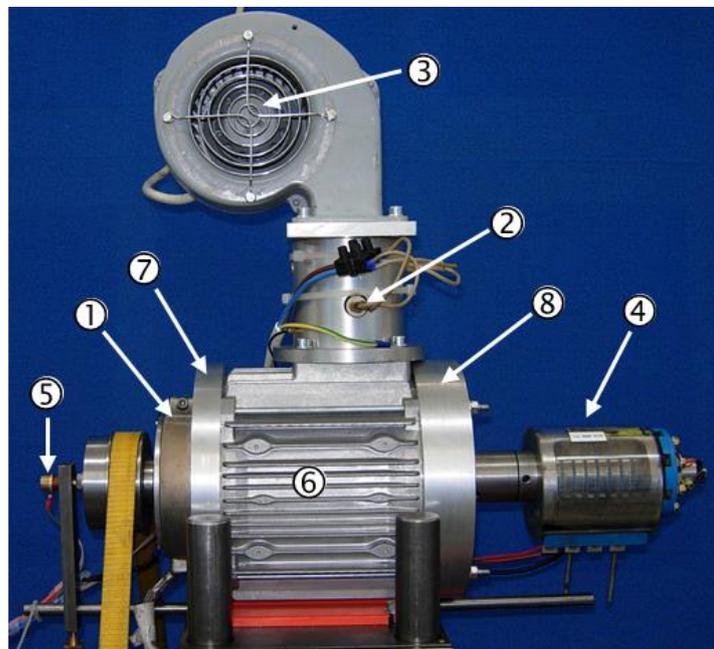


Abbildung 3-5: Aufbau des Versuchsmotors zur Messung der Lagerimpedanz des Lagertyps 6205 C3: (1) Bandheizelemente, (2) Heizelemente für die Rotorheizung, (3) Gebläse für die Rotorheizung, (4) Messschleifringe, (5) Silber-Graphit-Bürste, (6) Gehäuse eines 1,5 kW-Asynchronmotors ohne Blechpaket und Wicklung, (7) Lagerschilder der Antriebsseite, (8) Lagerschilder der Nichtantriebsseite

Bei dem zur Impedanzmessung eingesetzten Motor 3a wurde das Statorblechpaket mit der Statorwicklung entfernt, sodass nur das Gehäuse übrig blieb. Dies ist notwendig, um die

Einflüsse der dominierenden Kapazitäten C_{WS} (WS: zwischen Wicklung und Statorblechpaket) und C_{WR} (WR: zwischen Wicklung und Rotorblechpaket) in der Messung zu entfernen. Ebenso wurde dadurch die Kapazität zwischen Rotor und Statorblechpaket C_{RS} stark verringert und konnte somit vernachlässigt werden. Mit dieser Maßnahme dominiert die Kapazität des Lagers C_b im Ersatzschaltbild (Abbildung 1-2). Somit ist die gemessene Gesamtkapazität nahezu identisch mit der Lagerkapazität C_b , die auf diese Weise messtechnisch ermittelt wird. Die radiale und axiale Lagerbelastung sowie die Änderung der Drehzahl waren für Motor 3a mit denselben Werten wie bei den Prüfständen der 1,5 kW-Asynchronmotoren (Kapitel 3.1.4) realisiert. Für die Änderung der Lagertemperatur wurde die Heizung des Versuchsmotors erweitert. Zur Erwärmung des Lagers ist nach Kapitel 3.1.2 eine Bandheizung am Lagerschild des Lagers vorgesehen (siehe Abbildung 3-2). Die Bandheizung wirkte jedoch in erster Linie auf den Außenring des Lagers. Eine Wärmeübertragung auf den Innenring fand nur bedingt statt. Da der modifizierte Versuchsmotor über kein Aktivteil verfügte, entstehen im Rotor keinerlei Stromwärme- oder Ummagnetisierungsverluste, die den Rotor aufheizen würden. Durch diese fehlende Erwärmung war es notwendig, eine zusätzliche Heizung zu installieren, die den Rotor und somit den Innenring des Lagers aufheizt. Realisiert wurde dies durch zusätzliche Heizelemente in Verbindung mit einem Gebläse (siehe Abbildung 3-5), das die heiße Luft auf den Läufer bläst und diesen erwärmt. Somit kann der Rotor erwärmt und auf die erforderlichen Lagertemperaturen ϑ_{mb} bis $80\text{ }^\circ\text{C}$ eingestellt werden. Die Temperaturmessung der Lager wurde wie in Kapitel 3.1.2 beschrieben realisiert. Zusätzlich ist ein Thermoelement des Typ J im Gebläsekanal eingebracht worden, um die Temperatur der in das Statorgehäuse eingeblasenen Luft kontrollieren zu können. Die umgebauten Lagerschilde enthielten die in Kapitel 3.1.1 beschriebene Isolation. Auf der Antriebsseite (DE) war das zu vermessende Lager verbaut. Auf der B-Seite des Versuchsmotors 3a wurde ein Hybridlager (Anhang A6) mit seiner typisch sehr kleinen Lagerkapazität eingesetzt. Durch die elektrische Parallelschaltung des Prüflagers mit dem Hybridlager und dessen sehr viel kleinerer Lagerkapazität wirkt hauptsächlich die Kapazität C_b des Prüflagers. Zur Messung der Lagerimpedanz kam das LCR-Meter vom Typ HP4192A (Anhang A10) zum Einsatz. Die Lagerimpedanzmessung wurde als Vierleiter-Messmethode durchgeführt, wobei ein 1 m langes BNC-Kabel verwendet wurde. Die Lagerimpedanz wurde zwischen Lagerinnen- und Lageraußenring gemessen. Über eine Silber-Graphit-Bürste wurde der Rotor und somit der Lagerinnenring elektrisch kontaktiert.

3.3 Lagerstrom-Messverfahren

Alle Messungen wurden mit dem Oszilloskop Typ LT364 des Herstellers *Teledyne Lecroy*[®] (Anhang A10) durchgeführt. Das Oszilloskop bietet die Funktion „Sequence Mode“, welche es ermöglicht, eine definierte Anzahl einzelner Messungen (ein Segment entspricht einem Lagerstrom-Ereignis) bei gleichbleibender Fensterbreite und gleichbleibendem Triggerlevel zu messen. Die aufgezeichneten Segmente werden anschließend, wie in Abbildung 3-8 a) zu sehen, zu einem Gesamtsignal zusammengefasst und gespeichert. Da aufgrund des Stromflusses und der Änderung der Kontaktpartner im Lager ein sich stetig veränderliches System vorliegt, wurden die Messungen einer Messreihe (50 Segmente) auf fünf Minuten begrenzt und während dieser Zeit das System als zeitinvariant angenommen [16]. Zusätzlich zu den Messergebnissen der einzelnen 50 Segmente wird die Triggererkennung, in welcher alle Triggerzeiten enthalten sind, als eigenständige Datei gespeichert. Jede Messung wurde fünfmal wiederholt.

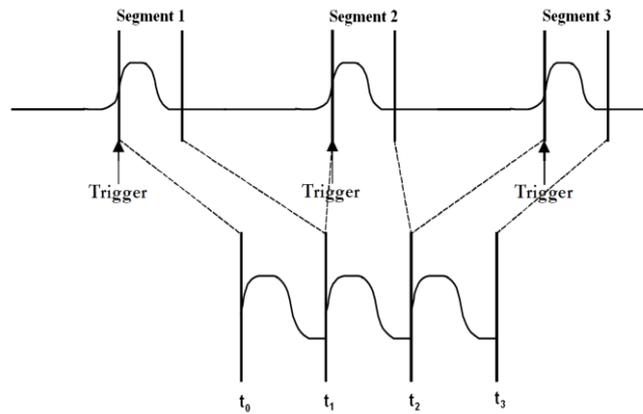


Abbildung 3-6: Beispiel für einen Screenshot am Oszilloskop mit „Sequence Modus“ bei drei ausgewählten Segmenten (Lagerstrom-Ereignissen)

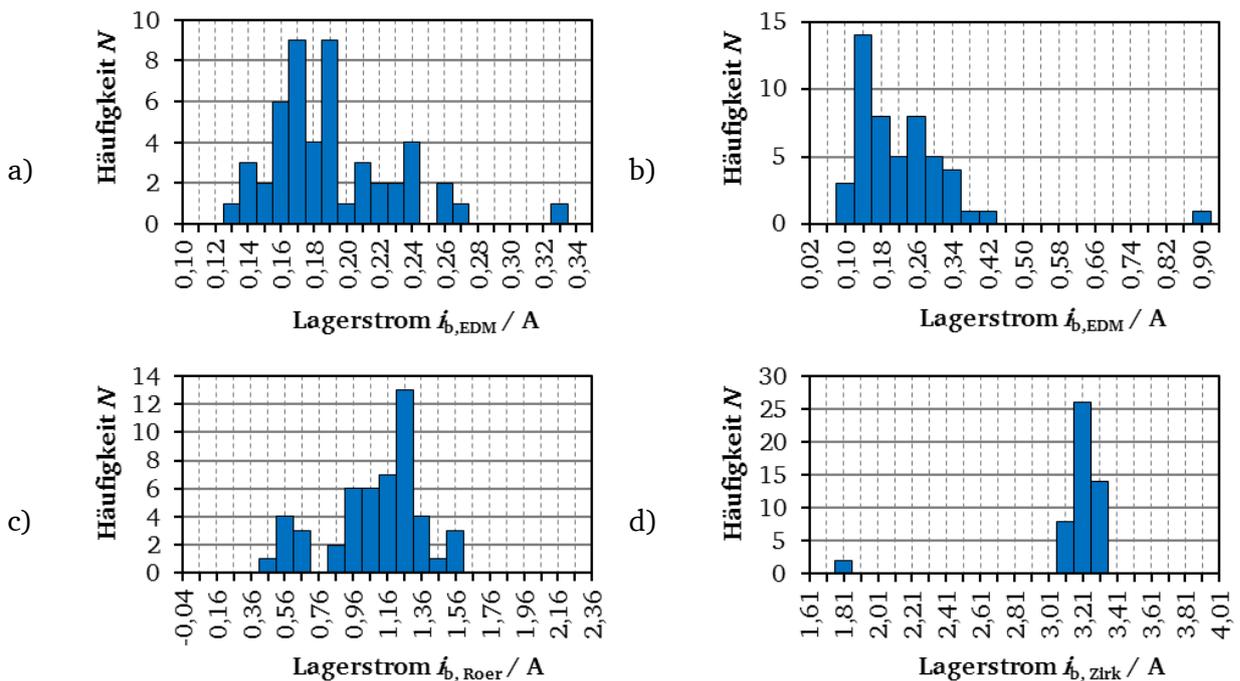


Abbildung 3-7: Histogramme:

- a) EDM-Lagerstrom, 1,5 kW-Asynchronmaschine 2-1, Lagertyp 6205 C3, Nichtantriebsseite, $F_r = 63 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 56 \text{ °C}$;
- b) EDM-Lagerstrom, 11 kW-Asynchronmotor 3-3, Lagertyp 6209 C3, Antriebsseite, $F_r = 325 \text{ N}$, $F_a = 240 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 63 \text{ °C}$;
- c) Rotor-Erd-Lagerstrom, 1,5 kW-Asynchronmaschine 5-2, Lagertyp 6205 C3, Nichtantriebsseite, $F_r = 63 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 59 \text{ °C}$;
- d) Zirkular-Lagerstrom, 110 kW-Asynchronmaschine M110_3, Lagertyp 6316 C3, Antriebsseite, $F_r = 2200 \text{ N}$, $F_a = 1100 \text{ N}$, $n = 30 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 80 \text{ °C}$

Das Oszilloskop wertet mit Verwendung der Oszilloskop-Analysefunktion jedes Segment in Abhängigkeit der voreingestellten Parameter z. B. „pk-to-pk-Wert auf Kanal 4“ aus. Aus der Gesamtheit der Messwerte erstellt dies im Hintergrund ein Histogramm (z. B. Abbildung 3-7). Aus dem Histogramm ermittelt dann das Oszilloskop den Mittelwert, das Maximum, das Minimum und die Standardabweichung Sigma der Stichprobe (Anzahl Segmente) [75]. Die Standardabweichung der Stichprobe wird nach [75] als mittlere quadratische Abweichung der Einzelmessung der Messreihe errechnet [76]. Im Falle einer Normalverteilung, welche hier nach [16] angenommen wird, entspricht dies der Standardabweichung.

Somit stellt das Oszilloskop im „Sequence Mode“ eine statistische Auswertung (Abbildung 3-6) einer Stichprobe von 50 Lagerstromereignissen dar. Nach [16] sind

mindestens 30 Segmente zu wählen, um eine ausreichend geringe Standardabweichung bei der Messung zu erhalten.

Um den damit verbundenen Mess- und Auswerteaufwand zu minimieren, wurde in LABVIEW® ein entsprechendes Auswerteprogramm erstellt [107]. Dieses Programm ermöglicht eine Fernsteuerung des Oszilloskops, verbunden mit einer automatisierten Übertragung der Messdaten auf den PC.

Auf dem PC werden die Rohdaten in eine definierte Ordnerstruktur und die ausgewerteten Messdaten in eine Excel-Tabelle übertragen.

Die Excel-Datei enthält die Messdauer, welche aus der Differenz der Triggerzeit des letzten und ersten Segmentes bestimmt wird. Das Programm ist so gestaltet, dass die Excel-Datei neue Messungen im Anschluss an die vorherige Messung speichert. Zur vollständigen Auswertung einer Messreihe, z. B. eines Dauerversuchs, muss abschließend nur die Excel-Datei ausgewertet werden.

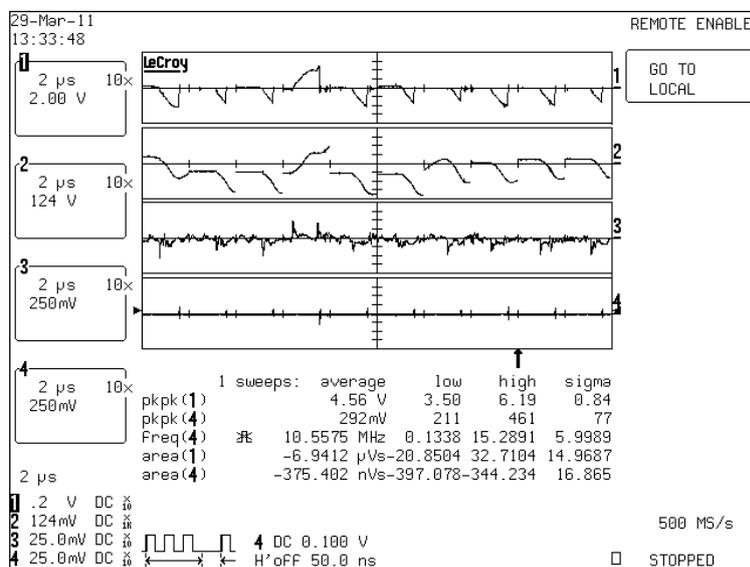


Abbildung 3-8: Darstellung des „Sequence Modus“ des verwendeten Oszilloskops [75]

3.4 Demontage der Lager

Um Demontageschäden an den Lagern zu vermeiden, wurden bei den 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren die Lagersitze modifiziert. Hierzu wurde der Wellenanschlag der Lager abgedreht und an dieser Stelle eine extra angefertigte Abziehhilfe (Abbildung 3-9) angebracht. Über diese Abziehhilfe wurde dann das Lager mit einem Abzieher über den Innenring abgezogen. Bei den 110 kW-Asynchronmotoren konnten die Lager direkt über den Innenring mit einem Spezialabzieher demontiert werden.

Nachdem die untersuchten Lager am Ende der Versuchsdauer vom Rotor demontiert waren, wurden einige Lager zur Analyse an die Firmen *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* oder *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* versandt. Die Laufflächen der nicht versendeten Versuchslager sowie die Lager, die zur Schmierstoffanalyse bei *Klüber Lubrication München SE & Co. KG* untersucht wurden, wurden anschließend in der Mitte zersägt, sodass eine Analyse der Lagerlaufflächen möglich war. *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* führte zusätzlich REM-Aufnahmen von ausgewählten Lagern durch.



Abbildung 3-9: a) Rotor eines 1,5 kW-Asynchronmotors mit montierter Abziehhilfe ① und montierten Lagern, b) Rotor eines 11 kW-Asynchronmotors mit modifiziertem Lagersitz und eingebauter Abziehhilfe ①, ohne Lager

3.5 Analyse der Lagerlaufflächen

Die Lagerlaufflächen der gereinigten Lager wurden mit dem Auflichtmikroskop Zeiss Stemi DV 4 und dem Kameraadapterset „Digital Compact Camera Powershot G10 + Adapter“ betrachtet (Anhang A10). Zur Auswertung der aufgenommenen Bilder kam die Software „Axio Vision Rel. 4.8“ zum Einsatz. Mit der Software Axio Vision Rel. 4.8 ist es möglich, innerhalb eines Bildes räumliche Abstände über die Anzahl der dazwischenliegenden Pixel zu messen. Änderung an der Laufspur (Krater, graue Laufspur) wurden jeweils für den Innen- und Außenring dokumentiert.

3.6 Bewertung der Energie bei Lagerströmen

In [36] und [71] wurde versucht, die Energie bei Lagerströmen aus den Messwerten von Lagerspannung und Lagerstrom zu ermitteln, um damit z. B. die aufgeschmolzenen Volumen je Krater und je EDM-Impuls zu berechnen. Zur Berechnung der Energie sind stets die Verläufe von Lagerspannung und Strom über der Zeit notwendig. Diese Werte können bei Feldmessungen zumeist nicht aufgenommen werden. Daher dient die Energiebetrachtung in erster Linie als Ansatz zur Vorhersage von Lager- bzw. Schmierstofflebensdauern bei Grundsatzuntersuchungen [5], [20], [35]. In der Literatur werden keine zulässigen Grenzwerte für die maximal auftretende Energie je Lagerstromereignis angegeben. Mit den in den folgenden zwei Kapiteln vorgestellten Methoden wird die in die Lager eingebrachte Energie auf Basis der Messwerte (Lagerstrom, Lagerspannung, Entladedauer) abgeschätzt. Eine exakte Berechnung der Gesamtenergie müsste direkt bei der Messung durchgeführt werden. Dies bedarf, im Vergleich zu den eingesetzten Mess- und Peripheriegeräten, einer erhöhten Rechenleistung aufgrund der großen Datenmengen. Eine nachträgliche Berechnung der Entladeenergie, basierend auf den Messwerten, (z. B. Berechnungsprogrammen) kann nur

bei Grundsatzuntersuchungen zum Einsatz kommen, da ein hohes Datenvolumen der Messdaten zu verarbeiten ist.

3.6.1 Schätzung der Entladeenergie bei EDM-Lagerströmen

Die Entladeenergie $E_b = \int_0^{\tau_b} u_b(t) \cdot i_b(t) dt$ aus Lagerspannung u_b , Lagerstrom i_b und Entladedauer τ_b muss durch Auswertung des Messsignals erfolgen, was aufwändig ist. Die Bestimmung der auftretenden Entladeenergie bei EDM-Lagerströmen erfolgt deshalb in dieser Arbeit über eine Abschätzung. Hierfür wurden zunächst zwei Berechnungsansätze „Annahme A“ und „Annahme B“ mit idealisierten Strom- und Spannungsverläufen (Abbildung 3-10 a), b)) gewählt.

Der Zeitverlauf von Lagerstrom $i_b(t)$ und Lagerspannung $u_b(t)$ wird als Produkt integriert über die Zeitdauer des Auftretens T je Entladeimpuls als Entladeenergie E_b :

$$E_b = \int_0^T i_b(t) \cdot u_b(t) dt \cong \sum_{k=1}^n i_{b,EDM}(k \cdot \Delta T) \cdot u_{b,EDM}(k \cdot \Delta T) \cdot \Delta T \quad 3-1$$

Diese Rechnung ist digitalisiert für die Zeitintervalle $\Delta T = T/n$ bei n Abtastpunkten je Entladeereignis möglich, aber aufwändig. Aufgrund des Wechselstromteils im Entladestrom (Abbildung 3-10 c)) trägt auch nur ein geringer Anteil des Integrals zum Wert E_b bei, vor allem im Zeitbereich kurz nach dem Auftreten der Entladung $t_1 \leq t \leq t_3$ (Abbildung 3-10 a)). Deshalb wird die Berechnung von E_b durch eine Annäherung ersetzt. Der Zusammenbruch der Lagerspannung u_b während der Zeit t_1-t_3 erfolgt annähernd linear von $u_{b,EDM} = u_{b,EDM}(t_1)$ auf den Wert $u_{b,EDM}(t_3)$, wo die Spannung auf Grund des parasitären L-C-Schwingkreises der Messschleife unter Umständen auf einen negativen Wert überschwingt. Während dieser Zeit tritt die erste Halbschwingung des Entladestroms $i_{b,EDM}$ auf, der von $i_{b,EDM}(t_1) = 0$ auf einen Maximalwert $i_{b,EDM}(t_2)$ aufklingt und danach auf $i_{b,EDM}(t_3)$ (Abbildung 3-10 c)) wieder abklingt. Bei der vereinfachten „Annahme A“ wird dieser Stromverlauf dreiecksförmig angenommen (Abbildung 3-10 a)). Bei „Annahme B“ wird noch weiter vereinfacht, sodass die Energie E nur während des Aufklingens des Stroms von $i_{b,EDM}(t_1) = 0$ auf das Maximum $i_{b,EDM}(t_2)$ berechnet wird ((Abbildung 3-10 b)).

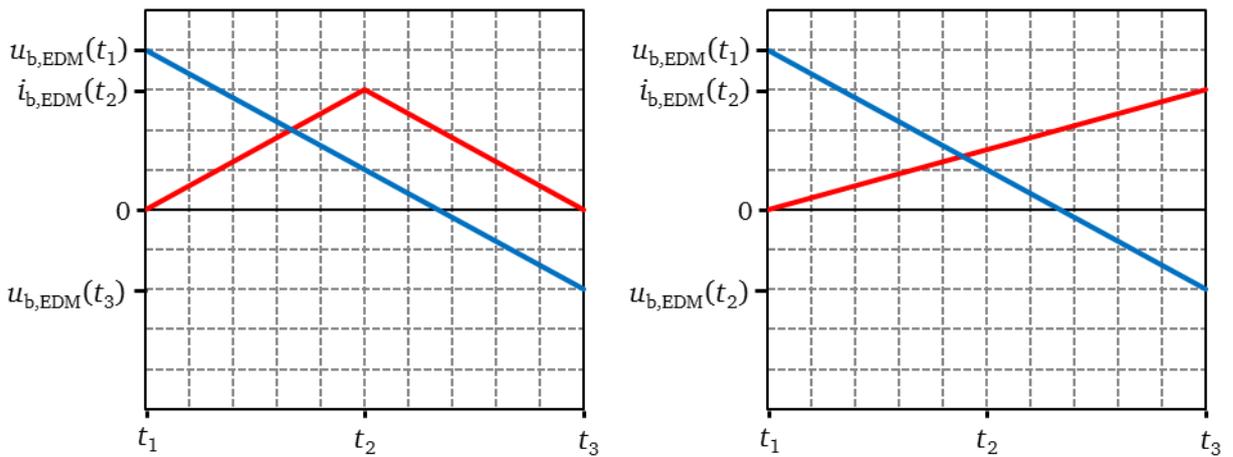
Die Ergebnisse beider Berechnungsansätze sind stichprobenartig miteinander verglichen worden. Der Vergleich zeigt, dass „Annahme A“ zu einer deutlichen Überschätzung der Energie führt. „Annahme B“ überschätzt auch die Energie, liegt aber näher am tatsächlichen Wert E_b .

$$\text{Annahme A: } E_b = i_{b,EDM}(t_2) \cdot \frac{t_3 - t_1}{4} \cdot (u_{b,EDM}(t_1) - u_{b,EDM}(t_3)) \quad 3-2$$

$$\text{Annahme B: } E_b = i_{b,EDM}(t_2) \cdot \frac{t_2 - t_1}{6} \cdot (u_{b,EDM}(t_1) - 2 \cdot u_{b,EDM}(t_2)) \quad 3-3$$

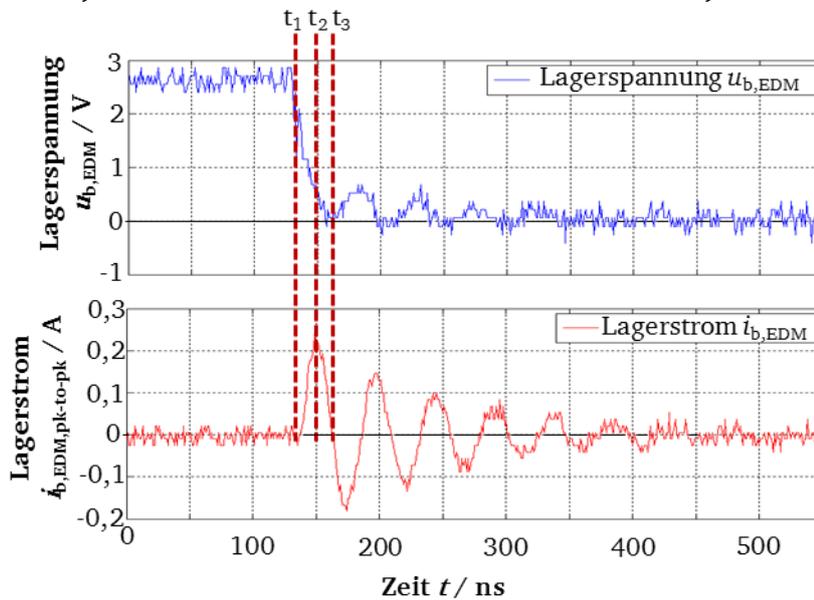
Bei „Annahme A“ (3-2) wird folglich angenommen, dass die Entladeenergie E_b aus dem EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM}$ für $t_1 < t_2 < t_3$ mit $t_2 = (t_3 - t_1)/2 + t_1$ und der Lagerspannung u_b mit einer Entladedauer $\tau_{b,A}$ ($\tau_{b,A} = t_3 - t_1$; Abbildung 3-10 a)) berechnet wird. Die Entladedauer $\tau_{b,A}$ beginnt mit dem Zeitpunkt t_1 , wo der EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM}$ zu fließen beginnt (t_1) und endet mit dem ersten Nulldurchgang des EDM-Lagerstroms $i_{b,EDM}$ (t_3). Bei „Annahme B“ (2) erfolgt die Entladeenergieberechnung ebenfalls aus dem EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM}$ und der Lagerspannung $u_{b,EDM}$, jedoch bei einer kleineren Entladedauer $\tau_{b,B}$ ($\tau_{b,B} = t_2 - t_1$; Abbildung

3-10 b)). Die Entladedauer $\tau_{b,B}$ beginnt mit dem Zeitpunkt, wo der EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM}$ fließt (t_1) und endet mit dem ersten Maximum des EDM-Lagerstroms $i_{b,EDM}$ (t_2).



a) Annahme A

b) Annahme B



c) Mess-Beispiel

Abbildung 3-10: Vereinfachter Verlauf von EDM-Lagerstrom und Lagerspannung mit den gekennzeichneten Zeitbereichen a), b) für den 1,5 kW-Asynchronmotor mit dem Lagertyp 6205 C3, c) gemessener Verlauf bei der Drehzahl $n=450 \text{ min}^{-1}$, radiale Lagerbelastung $F_r=270 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a=50 \text{ N}$ bei einer Lagertemperatur von 51 °C

Die Berechnung der Entladeenergie E_b ist folglich abhängig von der für die Energieberechnung angenommenen Entladedauer τ_b . Die Analyse der Entladedauer ist für acht Versuche (Tabelle 3-5) der 500 Stunden umfassenden Dauerversuche (Kapitel 5.1) an der 1,5 kW-Asynchronmaschine 3-2 mit dem Lagertyp 6205 C3 durchgeführt worden. Für diese acht unterschiedlichen Betriebspunkte wurden für drei verschiedene Betriebsdauern (24 h, 200 h und 450 h) für beide Annahmen A und B die Entladedauer τ_b aus den Oszilloskopdaten ermittelt wurden. Es wurden jeweils zehn EDM-Lagerstromereignisse je Betriebsdauer und Versuch untersucht. Anhand der Entladedauer τ_b (Annahme B: Tabelle 3-5) ist ersichtlich, dass die Entladedauer von den Betriebsparametern „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ kaum abhängt. Daher wird die Entladedauer als konstant angenommen. Es ergibt sich ein Mittelwert für die Entladedauer

$\tau_{b,B} = 38,18$ ns und für die Entladedauer $\tau_{b,A} = 60,41$ ns. Stichproben beim Vergleich der unterschiedlichen Schmierstoffe G1 ... G5 zeigen das gleiche Ergebnis.

Tabelle 3-5: Gemessene Entladedauer $\tau_{b,B}$ für die Berechnungsannahme B für acht verschiedene Betriebspunkte bei drei verschiedenen Betriebsdauern (24, 200 und 450 Stunden) für gemessene EDM-Lagerströme an der 1,5 kW-Asynchronmaschine 3-2, dem Lagertyp 6205 C3 und dem Schmierstoff G1. Zusätzlich sind Mittelwert $\tau_{b,B}$ und Streuung $\sigma_{\tau_{b,B}}$ angegeben (Anhang C)

6205C3-Setting	$\varnothing \tau_{b,B,24} / \text{ns}$	$\varnothing \tau_{b,B,200} / \text{ns}$	$\varnothing \tau_{b,B,450} / \text{ns}$	$\varnothing \tau_{b,B} / \text{ns}$	$\sigma_{\tau_{b,B}} / \text{ns}$
1	35,2	36,8	37	36,33	3,54
3	37,4	37,6	39,4	38,13	4,59
4	33,8	35,6	35,8	35,01	2,52
5	42,8	41,2	43,2	42,4	4,48
7	42	42,4	44	42,8	3,6
8	35,6	36	34,2	35,27	2,71
13	36,07	37,2	35,6	36,07	7,62
15	40,8	40	39	39,9	3,77
Mittelwert:				38,18	5,3

Sowohl aus den Vorversuchen (Kapitel 4.1) als auch aus den Dauerversuchen (Kapitel 5.1) stehen als Messwerte die pk-to-pk EDM-Lagerstromwerte $i_{b,EDM}$ sowie die pk-to-pk-Werte der Lagerspannung u_b zur Verfügung. Über die Beziehung, dass die Amplitude des EDM-Lagerstroms $I_{b,EDM}$ etwa 2/3 des gemessenen pk-to-pk-Werts des EDM-Lagerstroms entspricht, und dass der pk-to-pk-Wert der Lagerspannung u_b nahezu gleich der Amplitude U_b ist (Abbildung 3-10 c)), ergibt sich für „Annahme A“ aus Gleichung 3-2 die Gleichung 3-4 und für „Annahme B“ aus Gleichung 3-3 die Gleichung 3-5.

$$\text{Annahme A: } E \cong \frac{2}{3} I_{EDM, \text{pk-to-pk}} \cdot \frac{\tau_{b,A}}{4} \cdot U_{EDM, \text{pk-to-pk}} \quad 3-4$$

$$\text{Annahme B: } E \cong \frac{2}{3} I_{EDM, \text{pk-to-pk}} \cdot \frac{\tau_{b,B}}{6} \cdot U_{EDM, \text{pk-to-pk}} \quad 3-5$$

Der Vergleich der berechneten Entladeenergie (Tabelle 3-6) bei „Annahme A“, „Annahme B“ und bei der Berechnung der Entladeenergie mittels *Matlab*[®] (Gleichung 3-1, Trapezmethode) aus den Messungen zeigt auf, dass die „Annahme B“ näher an dem berechneten Ergebnis von *Matlab*[®] liegt. Für „Annahme B“ können Beispiele mit guter Übereinstimmung (z. B. Bsp. 1, Differenz $\Delta E = 6\%$), aber auch Beispiele mit großen Abweichungen (Bsp. 3: $\Delta E = 158\%$) gefunden werden. Die Abweichungen für „Annahme A“ sind für alle Beispiele deutlich größer. Für die Bewertung des Energieeintrages je Entladung bei den Dauerversuchen wurde daher die „Annahme B“ zur Ermittlung der EDM-Entladeenergie E_b herangezogen. Es ist aber festzuhalten, dass eine deutliche Fehlbewertung der Ergebnisse im Einzelfall vorliegen kann.

Tabelle 3-6: Vergleich dreier Ergebnisse der EDM-Entladeenergien E_b für die Berechnung nach „Annahme A“, „Annahme B“ und der Berechnung aus den Messwerten (Matlab[®]), Trapezmethode)

Beispiel	Annahme A (Gleichung 3-2 bzw. 3-4)	Annahme B (Gleichung 3-3 bzw. 3-5)	Trapez-Methode (Gleichung 3-1)
1	8,71 nJ	4,58 nJ	4,32 nJ
2	10,12 nJ	6,74 nJ	3,11 nJ
3	7,41 nJ	4,94 nJ	3,12 nJ

Für die 11 kW-Asynchronmotoren mit dem Lagertyp 6209 C3 wurde, basierend auf dem Schmierstoff G1, für die Messreihe „6209C3-Setting 3“ für die drei Betriebsdauern (24, 200 h und 450 h) und für je zehn EDM-Lagerströme für die „Annahme A“ eine Entladedauer $\tau_{b,A} = 80$ ns bei einer Streuung $\sigma_{\tau_{b,A}} = 4$ ns ermittelt. Für die „Annahme B“ ergab die Auswertung eine Entladedauer $\tau_{b,B} = 50$ ns bei einer Streuung $\sigma_{\tau_{b,B}} = 2,46$ ns.

3.6.2 Schätzung der Energie bei Rotor-Erd-Lagerströmen

In der Literatur [16], [39] sind Berechnungen und Simulationen von Stator-Erd-Strömen zu finden. Berechnung von Rotor-Erd-Lagerströmen können daraus abgeleitet werden, da der Erd-Strom über die Lager als Rotor-Erd-Lagerstrom fließt. Somit ist nur zusätzlich das Lager mit in der Berechnung zu berücksichtigen. Die Messungen (Abbildung 1-5) zeigen, dass die über dem Lager abfallende Spannung und der durch das Lager fließende Lagerstrom phasengleich sind. Daher ist beim Lager von einem resistiven Verhalten auszugehen.

Nach *Mütze* [16] ist es als erste Näherung bei der Berechnung des Stator-Erd-Stroms ausreichend, das System auf einen Schwingkreis zu reduzieren, und nicht, wie bei der exakten Nachbildung, auf eine RLC-Kettenleiterschaltung zurückzugreifen.

Dabei wird der Motor als Kapazität beschrieben, das Erdungskabel repräsentiert die Induktivität und den Widerstand. Das Lager wird als Widerstand mit Werten von typischerweise zehn Ohm nach *Mütze* [16] angenommen. Da der Kabelwiderstand typischerweise weniger als ein Ohm beträgt, ist dieser vernachlässigbar. Die Bestimmung des Lagerwiderstands bei Rotor-Erd-Lagerströmen in dieser Arbeit zeigen deutlich höhere Widerstandswerte von bis zu 60Ω (Kapitel 4.2).

Aufgrund dieses großen Lagerwiderstands, unter Annahme eines RLC-Schwingkreises, muss der gemessene Rotor-Erd-Lagerstrom als stark gedämpfte Schwingung sichtbar sein. Für die untersuchten 11 kW-Asynchronmotoren erzeugt eine Änderung der Strangspannung bzw. der Gleichtaktspannung tatsächlich eine gedämpfte Schwingung, wie dies Abbildung 3-11 zeigt. Zwei kurz hintereinander folgende Änderungen der Strangspannungen führen daher zur Überlagerung von zwei gedämpften Schwingungen.

Eine solche Überlagerung ist bei dem genannten Beispiel für die 1,5 kW-Asynchronmaschine aus Abbildung 1-6 stärker ausgeprägt und nur bei genauer Betrachtung des Messsignals ist die gedämpfte Schwingung zu erkennen. Zur Überprüfung des Ansatzes ist jeweils eine Messung an den 1,5 kW-Asynchronmaschinen (Prüfstand 1) und 11 kW-Asynchronmaschinen (Prüfstand 4) gewählt worden. Die Parameter zur Berechnung der gedämpften Schwingung des RLC-Schwingkreises sind jeweils aus den Messungen ermittelt worden. Aus den Messwerten sind die Dämpfung, die Frequenz und die erste auftretende Amplitude der Schwingung bestimmt worden. Mit diesen so ermittelten Parametern wurden mit der Gleichung 3-6 die Lagerspannung und mit Gleichung 3-7 der Rotor-Erd-Lagerstrom berechnet.

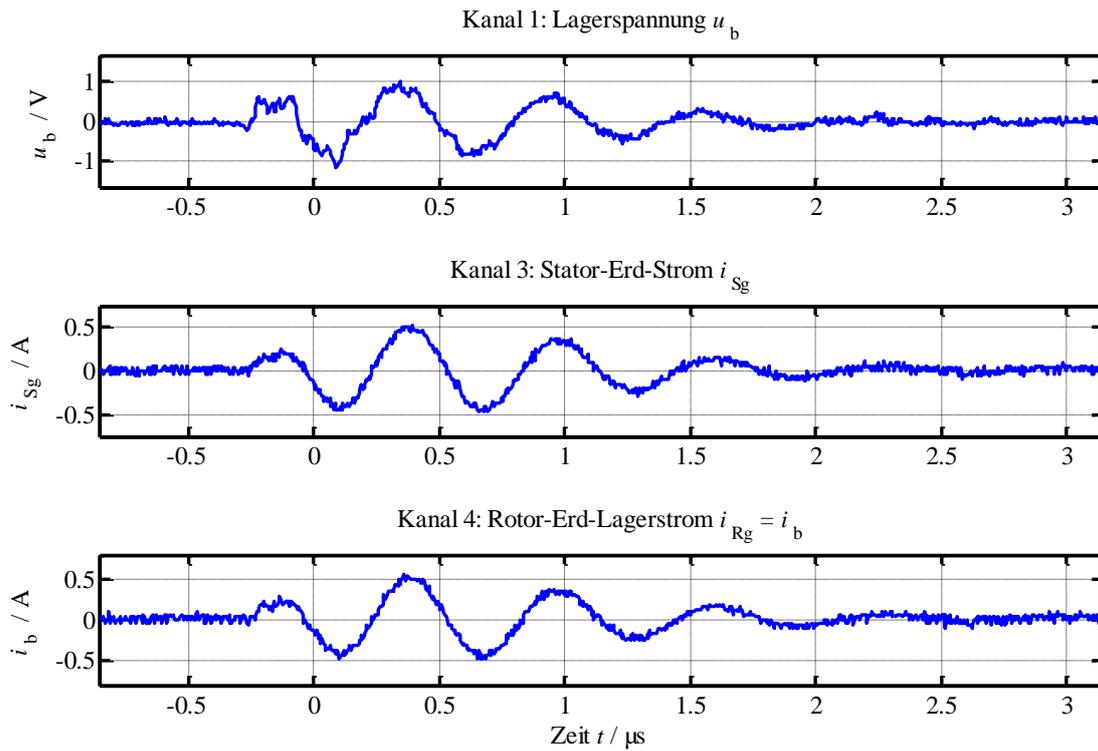


Abbildung 3-11: Beispiel für einen gemessenen Rotor-Erd-Lagerstrom bei der umrichter gespeisten 1,5 kW-Asynchronmaschine, Prüfstand 1 (Kapitel 3.1.4), mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 58 \text{ }^\circ\text{C}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$ und axiale Lagerbelastung $F_a = 350 \text{ N}$, Kanal 1 – Lagerspannung u_b , Kanal 3 – Stator-Erd-Strom i_{Sg} , Kanal 4 – Rotor-Erd-Lagerstrom i_b

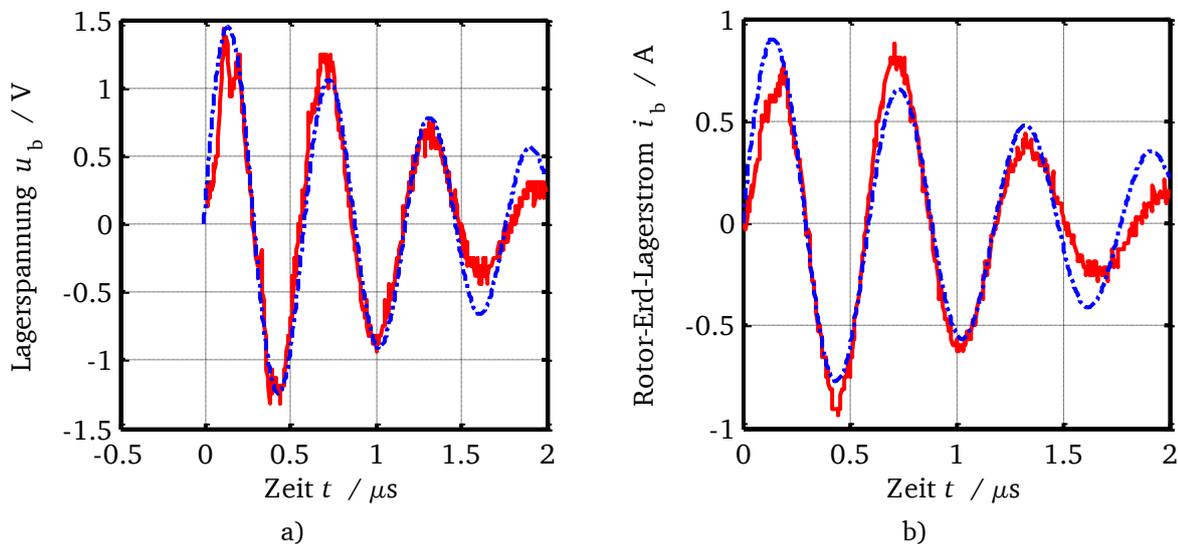


Abbildung 3-12: Vergleich der gemessenen (rot, Linie: —) und berechneten (blau, Linie: - - -) a) Lagerspannung u_b und des b) Rotor-Erd-Lagerstroms i_b für die 1,5 kW-Asynchronmaschine, Prüfstand 1, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 58 \text{ }^\circ\text{C}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$ und axiale Lagerbelastung $F_a = 350 \text{ N}$, Parameter der gedämpften Schwingung: $U_0 = 1,45 \text{ V}$, $i_0 = 0,9 \text{ A}$ mit einer Dämpfung $\delta = 531666/\text{s}$ und der Frequenz $f = 1,69 \text{ MHz}$

Der Vergleich der berechneten Lagerspannung und des berechneten Rotor-Erd-Lagerstroms für die 1,5 kW-Asynchronmaschine (Abbildung 3-12) zeigt eine gute Übereinstimmung für die ersten zwei Perioden. Der Vergleich der berechneten Lagerspannung und des Rotor-Erd-

Lagerstroms für die 11 kW-Asynchronmaschinen (Abbildung 3-13) zeigt für die Lagerspannung eine gute Übereinstimmung mit dem berechneten Verlauf (Abbildung 3-13).

$$u(t) = U_0 \cdot e^{-\delta t} \cdot \cos(\omega \cdot t), \quad \omega = 2 \cdot \pi \cdot f \quad 3-6$$

$$i(t) = I_0 \cdot e^{-\delta t} \cdot \cos(\omega \cdot t), \quad \omega = 2 \cdot \pi \cdot f \quad 3-7$$

Beim Vergleich des gemessenen und berechneten Zeitverlaufs ist ein abklingender Gleichanteil sichtbar. Aus den Vergleichen zeigt sich, dass die Annahme, das System als RLC-Schwingkreis zu beschreiben, zutreffend ist.

Mit Gleichung 3-1 kann aus der Multiplikation $u_b \cdot i_b$ die Momentanleistung $p_b(t)$ bestimmt werden. Wird die Momentanleistung $p_b(t)$ über der Zeit des Auftretens des Lagerstroms integriert, so ergibt sich die Energie pro Stromfluss.

$$E_b(t) = I_0 \cdot U_0 \cdot \int_0^t e^{-2\delta t} \cdot \cos^2(\omega \cdot t) dt \quad 3-8$$

Aus den Vergleichen der 1,5 kW-Asynchronmaschine (Abbildung 3-12) und 11 kW-Asynchronmaschine (Abbildung 3-13) zeigt sich, dass die gleiche Frequenz f und die gleiche Dämpfung δ für die Berechnung der Lagerspannung u_b und des Rotor-Erd-Lagerstroms i_b anzusetzen ist, da sich das System resistiv verhält. Somit kann die Energie E_b je Stromereignis mit Gleichung 3-8 berechnet werden.

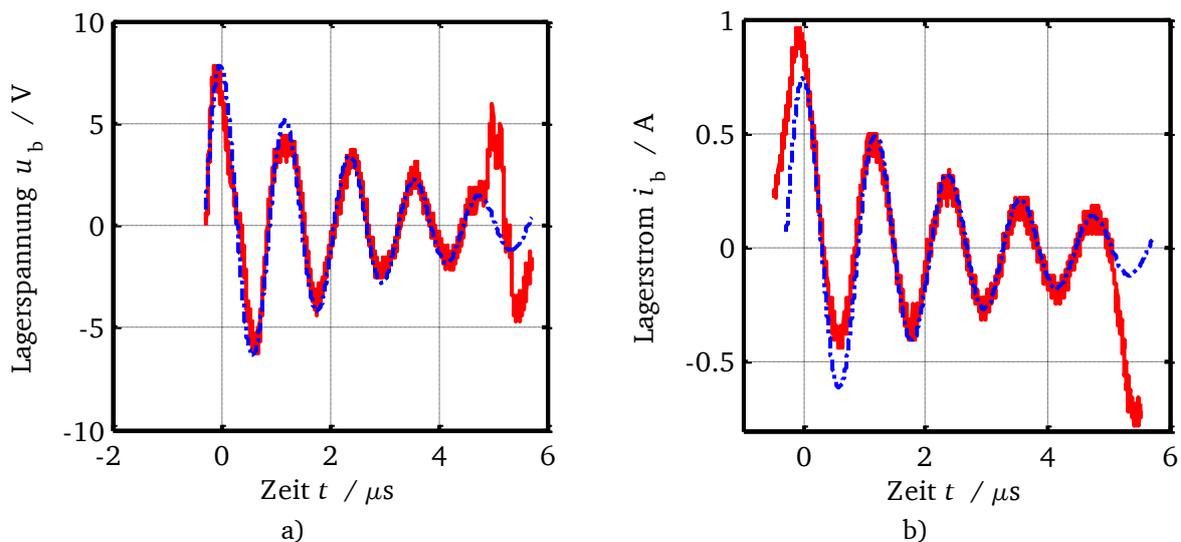


Abbildung 3-13: Vergleich der gemessenen (rot, Linie: —) und berechneten (blau, Linie: - - -) a) Lagerspannung u_b und des b) Rotor-Erd-Lagerstroms i_b für die 11 kW-Asynchronmaschine, Prüfstand 4, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 78 \text{ °C}$, Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$ und axiale Lagerbelastung $F_a = 720 \text{ N}$, Parameter der gedämpften Schwingung: $U_0 = 7,813 \text{ V}$, $I_0 = 0,7 \text{ A}$ mit einer Dämpfung $\delta = 297680/\text{s}$ und der Frequenz $f = 841 \text{ kHz}$.

Weiterhin zeigen die Messungen der 1,5 kW-Asynchronmaschine (Abbildung 3-12), dass sowohl die Lagerspannung als auch der Rotor-Erd-Lagerstrom zumeist nach fünf Perioden $\tau = 1/f$ vollständig abgeklungen sind. Bei den 11 kW-Asynchronmaschinen (Abbildung 3-11) ist ein vollständiges Abklingen $\tau = 1/f$ nach acht Perioden festzustellen.

Aus den Messungen stehen entsprechend Kapitel 3.3 die Spannungs- und Stromamplitude als 2/3-Wert der gemessenen pk-to-pk-Werte zur Verfügung. Die Dämpfung δ und die Frequenz f sind wie auch in Kapitel 3.6.1 händisch für einige wenige Betriebspunkte (Tabelle 3-7 bis Tabelle 3-10) stichprobenartig ermittelt worden.

Tabelle 3-7: Dämpfung und Frequenz für gemessene Rotor-Erd-Lagerströme an der 1,5 kW-Asynchronmaschine 1-1, mit dem Lagertyp 6205 C3 und dem Schmierstoff G1 für Betriebsparameterkombinationen gemäß den angegebenen Settings aus den Dauerversuchen (*Werte bei 9 und 10 weichen deutlich von den anderen Werten ab!; Anhang C)

Messwert (1 Tag)	Frequenz		Dämpfung	
	$\varnothing f / \text{kHz}$	σ_f / kHz	$\varnothing \delta / \text{s}^{-1}$	$\sigma_\delta / \text{s}^{-1}$
6205 C3-Setting 1	1658,17	18,47	736554	171333
6205 C3-Setting 2	1658,34	39,51	597611	131913
6205 C3-Setting 4	1563,75	6,08	926164	268294
6205 C3-Setting 5	1626,79	30,33	805349	166773
6205 C3-Setting 8	1547,78	22,51	1161719	102258
6205 C3-Setting 9	1004,97	76,18	337165	41625
6205 C3-Setting 10	997,12	7,182	592135	56497
6205 C3-Setting 14	1654,3	61,83	1152601	122854
6205 C3-Setting 15	1606,01	11,1	1347468	52849
Mittelwert (ohne Setting 9,10*)	1616,45	27,12	951645	131981

Tabelle 3-8: Wie Tabelle 3-7, jedoch für 6205 C3-Setting 9 nach 1000 Stunden (Anhang C)

Messwert	Frequenz		Dämpfung	
	$\varnothing f / \text{kHz}$	σ_f / kHz	$\varnothing \delta / \text{s}^{-1}$	$\sigma_\delta / \text{s}^{-1}$
6205 C3-Setting 9 (1000 h)	984,78	69,42	352041	30046

Bei der Ermittlung der Stichproben wurden für jeweils zehn Rotor-Erd-Lagerströme die Dämpfung und die Frequenz bestimmt. Der jeweils höchste und niedrigste Wert für die Dämpfung und die Frequenz wurden gestrichen. Aus den verbleibenden Werten wurde dann der Mittelwert ermittelt.

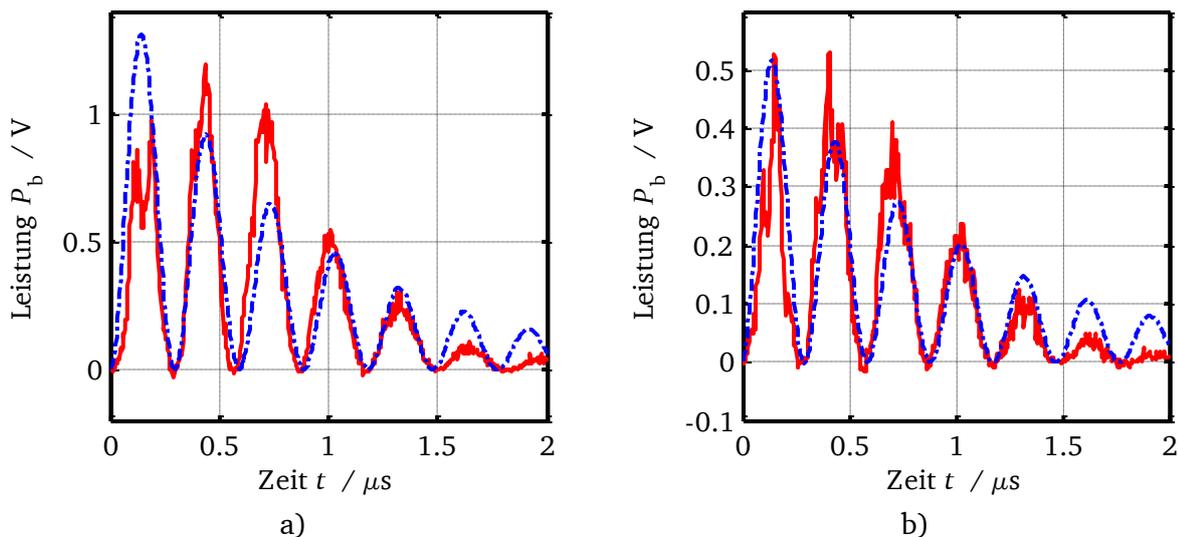


Abbildung 3-14: Wie Abbildung 3-12, jedoch Vergleich der berechneten Rotor-Erd-Lagerstrom-Leistung aus der Messung (rot, Linie: —) und aus dem Modell (blau, Linie: - -) mit einer Dämpfung $\delta = 597144/\text{s}$ und der Frequenz $f = 1,69 \text{ MHz}$

a) Parameter der gedämpften Schwingung: $U_0 = 1,45 \text{ V}$, $I_0 = 0,9 \text{ A}$ und b) Parameter der gedämpften Schwingung: $U_0 = 1,1 \text{ V}$, $I_0 = 0,47 \text{ A}$

Bei den Ergebnissen für die 1,5 kW-Asynchronmaschine ist auffällig, dass die Parameter Dämpfung und Frequenz für das Parameter-6205 C3-Setting 9 und 10 stark von den anderen Werten abweichen. Daher wurden diese Werte bei der Ermittlung des Mittelwertes nicht berücksichtigt. Für die nicht ausgewerteten Betriebsparameterkombinationen ist der Mittelwert der Frequenz f und der Dämpfung δ aus Tabelle 3-7 für die Bestimmung der Energie E_b in Kapitel 5.2 herangezogen worden. Kleine Änderungen bei der Dämpfung und der Frequenz über der Zeit konnten für die untersuchte Stichprobe (Tabelle 3-8) festgestellt werden. Die Berechnung der Entladeleistung $p_b(t)$ für die 1,5 kW-Asynchronmaschinen (Abbildung 3-14) für das Beispiel aus Abbildung 3-12 mit Verwendung der Parameter aus Tabelle 3-7 zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem Messwert $p_b(t) = u_b(t) \cdot i_b(t)$. Für die Betriebsparameter aus Abbildung 3-12 wurde für zwei Beispiele (Abbildung 3-14) die Energie des Rotor-Erd-Lagerstroms mit dem Modell um a) 14 % und b) 12 % überschätzt. Die Abweichung nimmt insbesondere ab der dritten berücksichtigten Lagerspannungs- und Lagerstromperiode zu. Daher werden für die Energieabschätzung E_b der Versuche an den 1,5 kW-Asynchronmaschinen mit Rotor-Erd-Lagerströmen nur die ersten drei Perioden $\tau = 1/f$ berücksichtigt.

Für den Lagertyp 6205 C3 wurde an den 1,5 kW-Asynchronmaschinen in Dauerversuchen der Einfluss des Schmierstofftyps bei Rotor-Erd-Lagerströmen (Kapitel 5.2.3) untersucht. Die aus den Versuchen ermittelten Werte der Dämpfung und Frequenz (Tabelle 3-7) zeigen, dass der Schmierstoff zu Unterschieden beim Rotor-Erd-Lagerstrom-Verlauf führt.

Zur Bestimmung der Energie E_b bei den Dauerversuchen mit dem Lagertyp 6209 C3 an den 11 kW-Asynchronmaschinen mit dem Schmierstoff G1 wurden ebenfalls die Dämpfung und die Frequenz (Tabelle 3-10) für ausgewählte Betriebsparameterkombinationen ermittelt. Der Vergleich mit den Werten des Lagertyps 6205 C3 (Tabelle 3-7, 1,5 kW-Asynchronmaschine) zeigt, dass beim Lagertyp 6209 C3 die gemessene Frequenz um 50 % niedriger als beim Lagertyp 6205 C3 ist. Gleiches gilt für den ermittelten Mittelwert der Dämpfung.

Tabelle 3-9: Dämpfung und Frequenz für gemessene Rotor-Erd-Lagerströme an der 1,5 kW-Asynchronmaschine 5-1 mit dem Lagertyp 6205 C3 für die untersuchten Schmierstoffen G1 ... G5 für die Betriebsparameterkombination „6205 C3-Setting 1“ (Anhang C)

Messwert 6205 C3-Setting 1 (1 Tag)	Frequenz		Dämpfung	
	$\varnothing f / \text{kHz}$	σ_f / kHz	$\varnothing \delta / \text{s}^{-1}$	$\sigma_\delta / \text{s}^{-1}$
G2	1547,78	22,51	1161719	102258
G3	1411,92	13,79	815555	38345
G4	1441,31	38,8	731013	97785
G5	1337,72	137,57	657706	103045

Somit lässt sich aus der Betrachtung der Kennwerte Dämpfung und Frequenz festhalten, dass sich sowohl der Lagertyp als auch der Schmierstoff auf sie einen Einfluss hat. Entsprechend der Vorgehensweise beim Lagertyp 6205 C3 wurde für den Lagertyp 6209 C3 ein Vergleich zwischen dem Modell zur Bestimmung der Energie E_b eines Rotor-Erd-Lagerstroms und den Messdaten durchgeführt. In beiden Fällen wurde bei Berücksichtigung von vier Perioden $\tau = 1/f$ eine Überschätzung der Energie E_b von 11 % festgestellt.

Tabelle 3-10: Dämpfung und Frequenz für gemessene Rotor-Erd-Lagerströme an der 11 kW-Asynchronmaschine 4-1 mit dem Lagertyp 6209 C3 und dem Schmierstoff G1 für Betriebsparameterkombinationen aus den Dauerversuchen (Anhang C)

Messwert (1 Tag)	Frequenz		Dämpfung	
	$\varnothing f / \text{kHz}$	σ_f / kHz	$\varnothing \delta / \text{s}^{-1}$	$\sigma_\delta / \text{s}^{-1}$
6209 C3-Setting 1	779621	31875	449347	53027
6209 C3-Setting 2	753997	20371	446013	22939
6209 C3-Setting 3	758033	21613	460563	52102
6209 C3-Setting 4	824468	54403	551991	129664
6209 C3-Setting 8	814343	26450	344347	20471
6209 C3-Setting 9	772167	21126	311013	34915
6209 C3-Setting 10	841088	5210	297680	16583
6209 C3-Setting 12	917316	10983	704347	48305
6209 C3-Setting 14	871669	16127	406251	20266
6209 C3-Setting 16	872169	32943	410537	33434
Mittelwert	820487	24110	438209	43171

4 Lagerstrom-Voruntersuchungen und Stichprobenversuche

Um einen ersten Eindruck der Abhängigkeit der EDM-, Rotor-Erd- und Zirkular-Lagerströme von den Betriebsparametern „Lagertemperatur“, „Drehzahl“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ zu gewinnen, wurden Vorversuche durchgeführt. Die Voruntersuchungen sind für EDM- und Rotor-Erd-Lagerströme mit der Lagergröße 6205 C3 (1,5 kW – Asynchronmotorenprüfstand) für alle Schmierstoffe G1 ... G5 und für die Lagergröße 6209 C3 (11 kW - Asynchronmotorenprüfstand, Kapitel 3.1.4) nur für den Schmierstoff G1 durchgeführt worden. Mit dem Motor M110_3 (Kapitel 3.1.5) und der Lagerbaugröße 6316 C3 wurden Voruntersuchungen für Zirkular-Lagerströme durchgeführt. Für die Zirkular-Lagerströme und Schmierstoff G1 wurden als mögliche Einflussgrößen die „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ und die „Unwucht-Güteklasse“ in Abhängigkeit der „Drehzahl“ untersucht. Bei diesen Voruntersuchungen der Zirkularlagerströme zeigte sich, dass nur die Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ einen wesentlichen Einfluss auf die Ausbildung der Zirkular-Lagerströme haben. Daher wurde für die restlichen Schmierstoffe (G2 ... G5) nur der Einfluss der Drehzahl und der Lagertemperatur untersucht. Zu Beginn einer Versuchsreihe wurden jeweils neue Lager montiert und mit der entsprechenden Fettmenge befettet. Nach einer Einlaufzeit des Schmierstoffs bei 1500 min^{-1} während 24 Stunden wurden die Messreihen aufgezeichnet. Die Drehzahl wurde jeweils so gewählt, dass die Lagertemperatur während der Messung im Temperaturband ($\Delta\vartheta_b = \pm 2,5 \text{ K}$) blieb. Dies entspricht der Vorgehensweise nach [16], um lineare Abhängigkeiten zwischen einzelnen Messungen zu vermeiden. Der Betrieb im jeweiligen Messpunkt wurde auf maximal fünf Minuten für die Lagerbaureihen 6205 C3 und 6209 C3 beschränkt, sodass das Temperaturband nicht verlassen wurde. Wurden die fünf Minuten überschritten, wurde der Versuch mit einer reduzierten Anzahl an Messwerten erneut durchgeführt.

4.1 EDM-Lagerströme

Die Voruntersuchungen der EDM-Lagerströme wurden für den Lagertyp 6205 C3 für die Schmierstoffe G1 ... G5 und für den Lagertyp 6209 C3 und dem Schmierstoff G1 durchgeführt. Die Versuchsergebnisse für beide Lagergrößen in Abhängigkeit der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axialer“ und „radialer Lagerbelastung“ zeigen die gleiche Abhängigkeit der EDM-Lagerströme von den Betriebsparametern. Die EDM-Lagerströme sind sowohl auf der Antriebsseite als auch auf der Nichtantriebsseite gemessen worden.

Der in Kapitel 3.1.4 beschriebene 1,5 kW-Asynchronmotorenprüfstand 5 ist für die Vorversuche für den Lagertyp 6205 C3 eingesetzt worden. Die Vorversuche für den Lagertyp 6209 C3 wurden am Prüfstand 4 (Kapitel 3.1.4) durchgeführt. Variiert wurden die Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“. Der untersuchte Drehzahlbereich 150 min^{-1} bis 3000 min^{-1} wurde mit einer Schrittweite von 150 min^{-1} unterteilt. Dies ergibt insgesamt 20 verschiedene untersuchte Drehzahlen. Die mittlere Lagertemperatur (Mittelwert aus Außen- und Innenringtemperatur) wurde zusammen mit der Drehzahl zwischen 50 °C und 100 °C in 10 K-Schritten variiert. Insgesamt wurden fünf mittlere Lagertemperaturen untersucht. Die Untersuchung des Einflusses der axialen und radialen Lagerbelastung ist für fünf verschiedene Belastungskombinationen (Tabelle 4-1) bei einer mittleren Lagertemperatur von 60 °C für die oben genannten Drehzahlen durchgeführt worden. Es wurde auf den jeweiligen zu untersuchenden EDM-Lagerstrom mit einem Triggerlevel von 75 mA getriggert, um die kleineren du/dt -Lagerströme

nicht mit zu erfassen. Von allen Betriebsparametern haben „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ den größten Einfluss auf die Ausbildung von EDM-Lagerströmen. Nicht nur die Höhe des Lagerstroms bzw. der Lagerspannung werden durch die Betriebsparameter beeinflusst, sondern auch die Häufigkeit der EDM-Lagerstromereignisse verändert sich. Die Messungen der EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte zeigen, dass nicht für jede Kombination Drehzahl/Lagertemperatur solche EDM-Ströme auftreten.

Die Messergebnisse mit den hochohmigen Schmierstoffen (G1, G5) und dem mittel-ohmigen Schmierstoff G3 zeigen, dass die höchsten EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte in einem Drehzahlbereich von 450 min^{-1} bis 1650 min^{-1} auftreten. Jedoch sind die gemessenen pk-to-pk-Werte für den Schmierstoff G3 um mehr als 30 % kleiner als für die Schmierstoffe G1 und G5. Für die niederohmigen Schmierstoffe (G2, G4) werden nur vereinzelt EDM-Lagerströme gemessen, wobei der Triggerlevel von 75 mA auf 30 mA reduziert werden musste, um überhaupt Ströme zu erfassen. Für die Schmierstoffe G1, G3 und G5 zeigt eine Erhöhung der radialen und axialen Lagerbelastung, dass deren Maximum über der Drehzahl hin zu höheren Drehzahlen mit zumeist kleineren pk-to-pk-Werten verschoben wird. Beim größeren Lagertyp 6209 C3 wurden für den Schmierstoff G1 immer kleinere EDM-pk-to-pk-Werte im Vergleich zum Lagertyp 6205 C3 gemessen.

Tabelle 4-1: Eingestellte Lagerbelastungen bei den EDM-Lagerstromvoruntersuchungen für den Lagertyp 6205 C3

Belastungsvariante	Radiale Belastung F_r	Axiale Belastung F_a	Äquivalente Belastung P
Belastung A	63 N	50 N	123 N
Belastung B	63 N	350 N	297 N
Belastung C	283 N	50 N	283 N
Belastung D	482 N	50 N	482 N
Belastung E	682 N	50 N	682 N

Ein Vergleich der Messergebnisse mit den Schmierfilm- und Schmierungszustandsberechnungen belegen die Aussage aus [86], dass mit Stromentlademessverfahren der Schmierungszustand bzw. die Schmierfilmhöhe ermittelt werden kann. Wie in Kapitel 7, [5] und [96] beschrieben, treten EDM-Lagerströme nur bei Vollschmierungen auf. Hierzu gehört auch der Übergangsbereich von Mischreibung hin zur Vollschmierung. Damit verbunden sind unterschiedliche Auslösemechanismen für den Lagerstrom, die dazu führen, dass die höchsten EDM-Lagerströme im Bereich des Übergangsbereichs von Mischreibung hin zur Vollschmierung zu finden sind. Dass die EDM-Lagerströme mit zunehmender Drehzahl mit kleineren Strömen auftreten, ist nicht, wie in [36] ausgeführt, auf den Starvation-Effekt zurückzuführen, sondern dass mit zunehmendem Schmierfilm der Elektrodenabstand wächst und somit der Widerstand des Kontakts zunimmt. Dies führt zur Verringerung des EDM-Lagerstroms.

4.1.1 Einfluss der Drehzahl und Lagertemperatur

Von allen Betriebsparametern haben „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ den größten Einfluss auf die Ausbildung von EDM-Lagerströmen. Nicht nur die Höhe des Lagerstroms (Lagertyp 6205 C3: Abbildung 4-1) bzw. der Lagerspannung (Lagertyp 6205 C3: Abbildung 4-3) werden durch die Betriebsparameter beeinflusst, sondern auch die Häufigkeit der EDM-Lagerströme (Lagertyp 6205 C3: Abbildung 4-2) verändert sich. Die Messungen zeigen, dass EDM-Lagerströme nicht bei jeder Drehzahl und jeder Lagertemperatur auftreten.

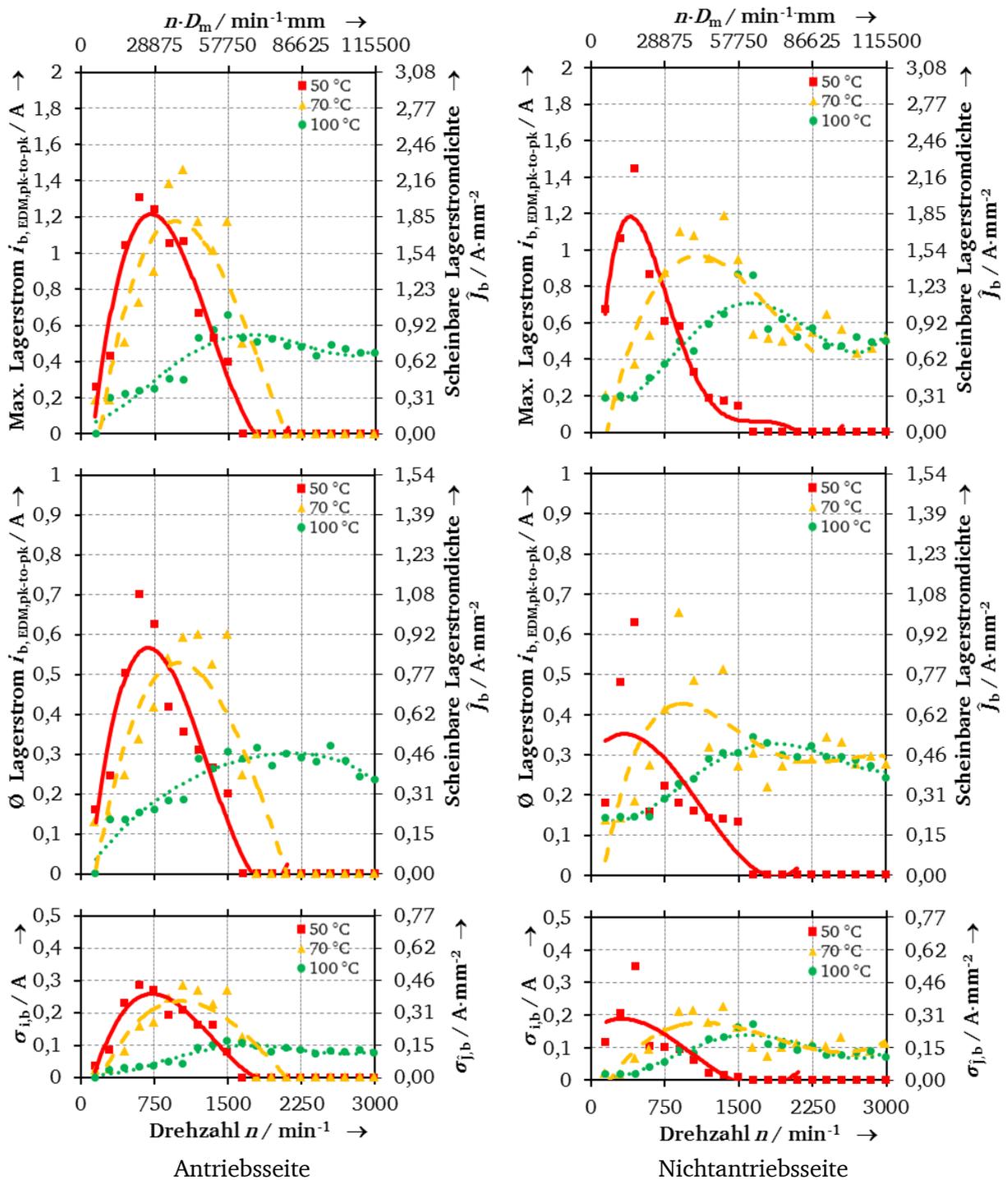


Abbildung 4-1: Gemessener EDM-Lagerstrom beim 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Belastung A (Tabelle 4-1), Schaltfrequenz $f_c = 5 \text{ kHz}$, über der Drehzahl n in min^{-1} und für die mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{\text{mb}} = 50 \text{ °C}$ (Quadrat: Messwert, Linie (—): interpolierter Verlauf), 70 °C (Dreieck: Messwert, Linie (---): interpolierter Verlauf) und 100 °C (Punkt: Messwert, Linie (···): interpolierter Verlauf)

Oben: Gemessene maximale pk-to-pk-Werte der EDM-Lagerströme $i_{b,\text{EDM}}$ in A und berechnete scheinbare Lagerstromdichte in A/mm^2

Mitte: Mittelwert und unten: Standardabweichung $\sigma_{i,b,\text{EDM}}$ in A der gemessenen pk-to-pk-EDM-Lagerströme $i_{b,\text{EDM}}$ und berechnete Standardabweichung der scheinbaren Lagerstromdichte $\sigma_{j,b,\text{EDM}}$ in A/mm^2

Je nach Lagertemperatur z. B. Abbildung 4-1: Antriebsseite, $\vartheta_{\text{mb}} = 50 \text{ °C}$, sind EDM-Lagerströme nur bis zu einer Drehzahl von ca. 1700 min^{-1} zu finden. Der gemessene EDM-Lagerstrom und die zugehörige Lagerspannung zeigen, dass diese gut miteinander korrelieren. Dies gilt sowohl für die Antriebsseite als auch für die Nichtantriebsseite. Bei allen durchgeführten Versuchen in Abhängigkeit von „Lagertemperatur“ und „Drehzahl“ ist

auffällig, dass die größere Häufigkeit der EDM-Lagerströme auch mit größeren Amplituden des EDM-Lagerstromes auftritt (Abbildung 4-1, Abbildung 4-2).

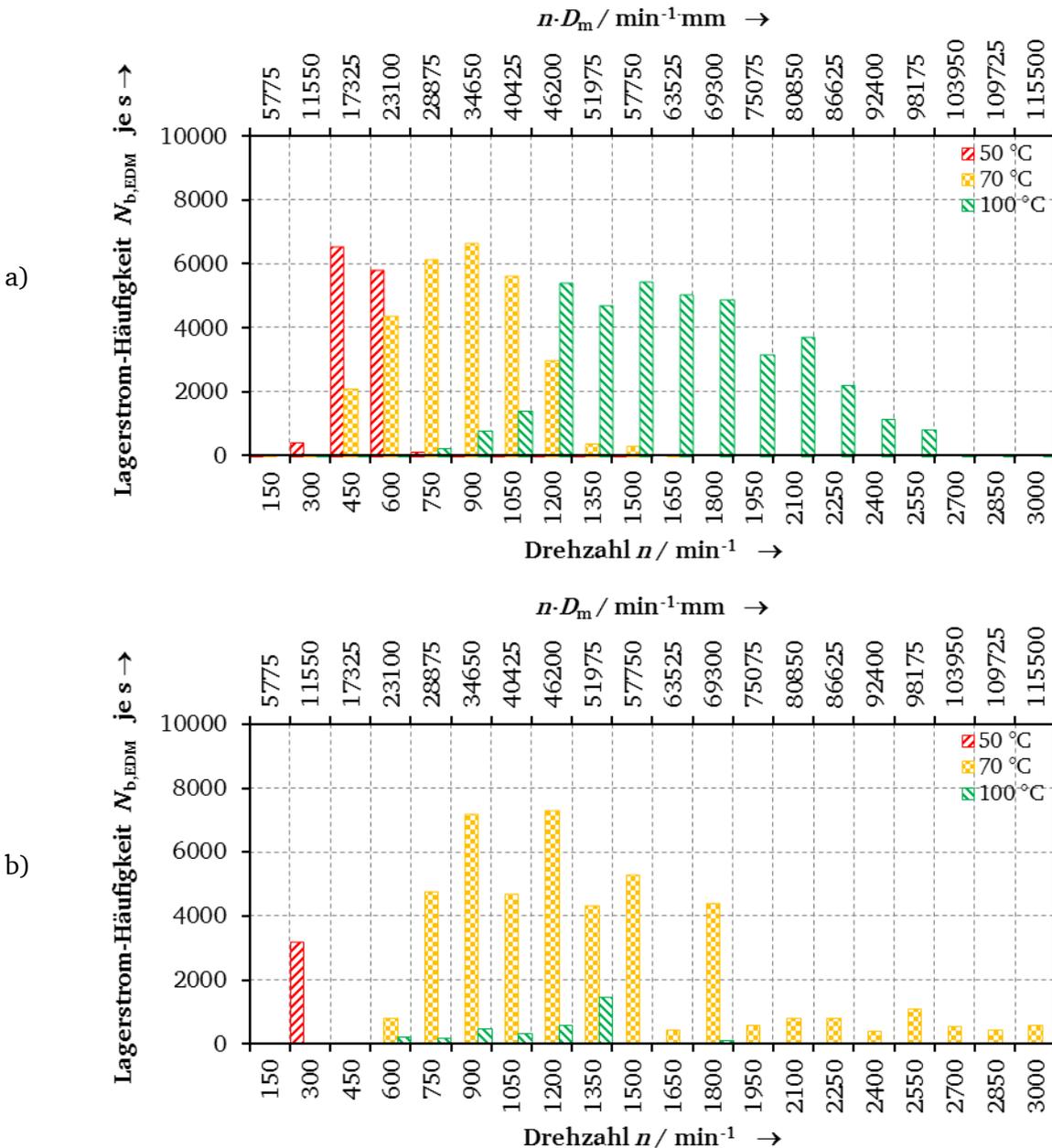


Abbildung 4-2: Zu Abbildung 4-1: Gemessene Häufigkeit der EDM-Lagerströme $N_{b,EDM}$ je Sekunde: a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite

Jedoch unterscheidet sich die Verteilung der Häufigkeit der EDM-Lagerströme auf der Antriebs- und Nichtantriebsseite. In nahezu allen Untersuchungen (Stichprobenversuche, Dauerversuche) treten EDM-Lagerströme mit unterschiedlicher Häufigkeit, fallweise häufiger auf der Antriebs- bzw. auf der Nichtantriebsseite auf. Die Abhängigkeit der EDM-Lagerströme von „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ kann neben der Darstellung von Abbildung 4-1 auch über die Gesamtheit aller Messergebnisse für den Drehzahlbereich $n = 0 \dots 3000 \text{ min}^{-1}$ und die mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 50 \dots 100 \text{ °C}$ 3-dimensional (Abbildung 4-4) dargestellt werden. Dies zeigt noch deutlicher die Verschiebung der maximalen EDM-Lagerstromwerte hin zu höheren Drehzahlen mit steigenden Lagertemperaturen.

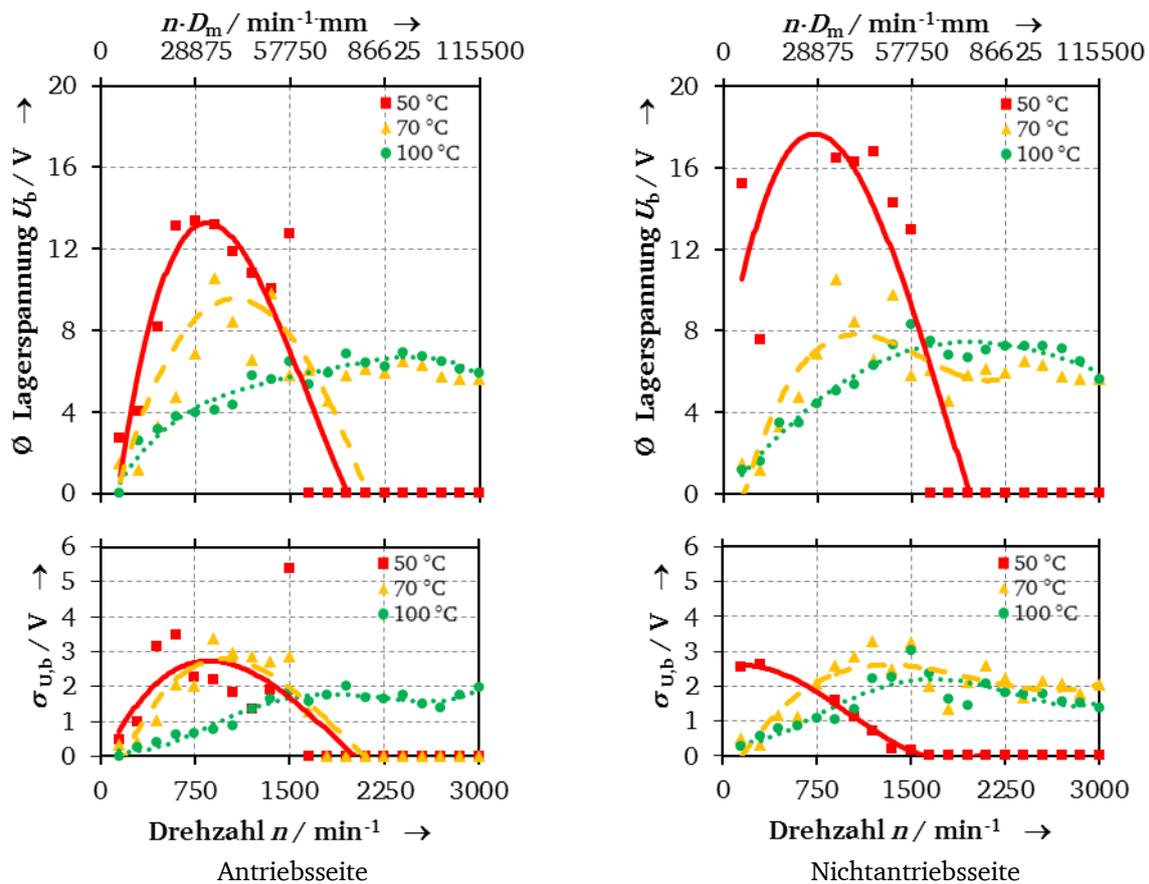


Abbildung 4-3: Wie Abbildung 4-1, jedoch Oben: gemessene mittlere Amplitude der Lagerspannung $U_{b,EDM}$ in V Unten: Standardabweichung $\sigma_{U_{b,EDM}}$ in V der gemessenen mittleren Lagerspannung $U_{b,EDM}$.

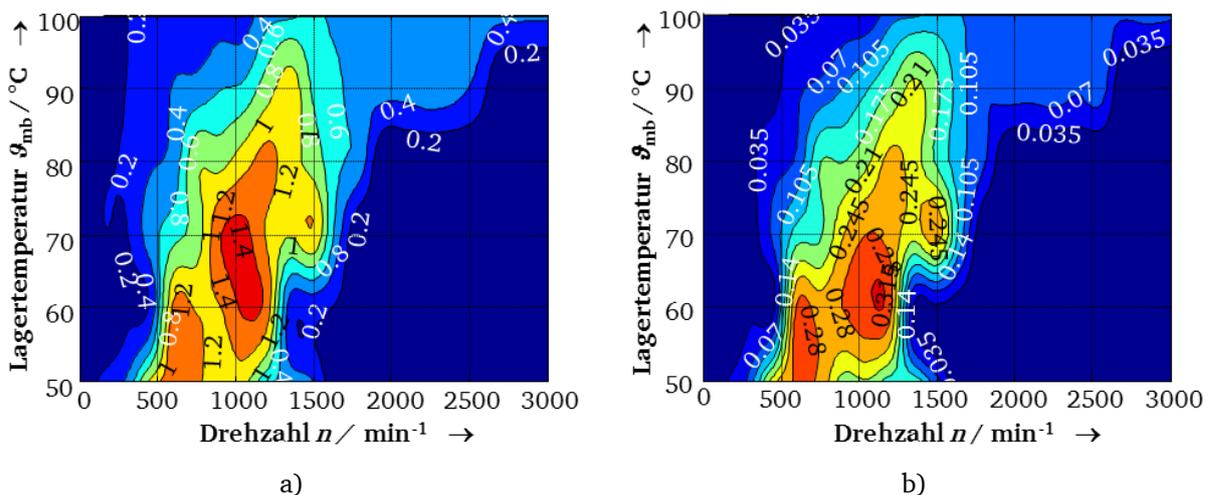


Abbildung 4-4: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Lagerseite A, Belastungstyp A (Tabelle 4-1): a) Gemessene maximale pk-to-pk-Werte der EDM-Lagerströme $i_{b,EDM}$ in A über der mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} in °C und Drehzahl n in min^{-1} , b) Standardabweichung $\sigma_{i_{b,EDM}}$ in A der pk-to-pk-EDM-Lagerströme $i_{b,EDM}$ über der mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} in °C und Drehzahl n in min^{-1} [95], [96]

Die Untersuchungen der EDM-Lagerströme mit dem Lagertyp 6209 C3, dem Schmierstoff G1 und den 11 kW-Asynchronmotoren am Prüfstand 4 (Kapitel 3.1.4) zeigen dazu vergleichbare Ergebnisse. Die EDM-Lagerströme treten auch hier in einem schmalbandigen Drehzahlbereich auf, wobei das Maximum bei einer mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} von 50 °C (Abbildung 4-6) bei ca. 750 min^{-1} auf der Antriebsseite und bei ca. 1050 min^{-1} auf der Nichtantriebsseite liegt.

Im Unterschied zum Lagertyp 6205 C3 (1,5 kW-Asynchronmotoren) treten auch kapazitive Lagerströme auf. Diese sind im Bereich der Mangelschmierung gemessen worden und sind bedingt durch den Ladestrom der Wicklungs-zu-Rotor-Kapazität C_{WR} (Kapitel 1.1, Abbildung 1-2). Entsprechend [16] sind diese kleineren Lagerströme ungefährlich. Je größer der Motor ist, desto mehr steigt der kapazitive Lagerstromwert nach [39] an, da die Wicklungs-zu-Rotor-Kapazität C_{WR} mit steigender Achshöhe schneller ansteigt als die Wicklung-zu-Stator-Kapazität C_{WS} . Dies zeigt, dass hauptsächlich Motoren kleinerer Leistung von EDM-Lagerströmen betroffen sind.

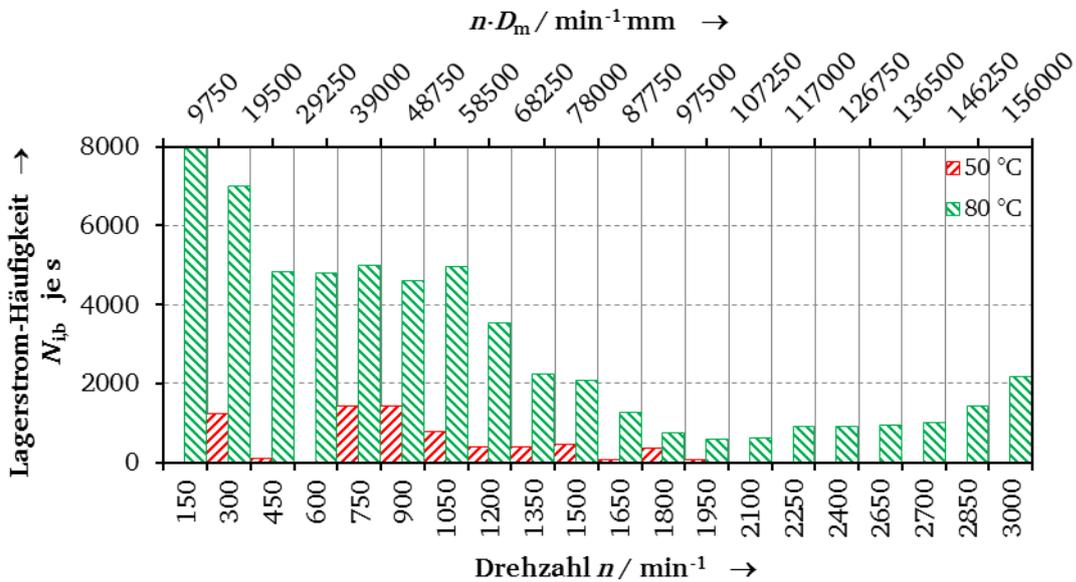


Abbildung 4-5: Wie Abbildung 4-6, jedoch gemessene Häufigkeit der EDM-Lagerströme $N_{b,EDM}$ für die Nichtantriebsseite bei den mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 50 \text{ °C}$ und 80 °C über der Drehzahl n in min^{-1}

Mit zunehmender Lagertemperatur werden die höchsten Lagerstromwerte beim Lagertyp 6209 C3 deutlicher als beim Lagertyp 6205 C3 zu höheren Drehzahlen hin verschoben. Wie beim Lagertyp 6205 C3 treten auch beim Lagertyp 6209 C3 (Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 80 \text{ °C}$) die EDM-Lagerströme mit größeren Amplituden auch häufiger auf! Bei der erhöhten Lagertemperatur von 80 °C wird sichtbar, dass die kapazitiven Lagerströme im Drehzahlbereich bis 750 min^{-1} bis hin zur maximalen Häufigkeit von 8000-mal je Sekunde auftreten. Erst ab einer Drehzahl von 2650 min^{-1} wurden EDM-Lagerströme gemessen. Damit treten EDM-Lagerströme beim Lagertyp 6209 C3 im Stichprobenversuch nur bei Lagertemperaturen bis 70 °C und Nenndrehzahl von 1500 min^{-1} auf.

Im Vergleich mit dem Lagertyp 6205 C3 sind die gemessenen EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte für z. B. $\vartheta_{mb} = 50 \text{ °C}$ für den Lagertyp 6209 C3 um ca. 40 % kleiner. Aufgrund der höheren Hertz'schen Druckfläche (z.B.: 6209 C3-Setting 1: 353 %) des Lagertyps 6209 C3 sind die für die 11 kW-Asynchronmotoren sich einstellenden scheinbaren Lagerstromdichten um ca. 1/6 des Wertes kleiner als beim Lagertyp 6205 C3 (1,5 kW-Asynchronmotoren).

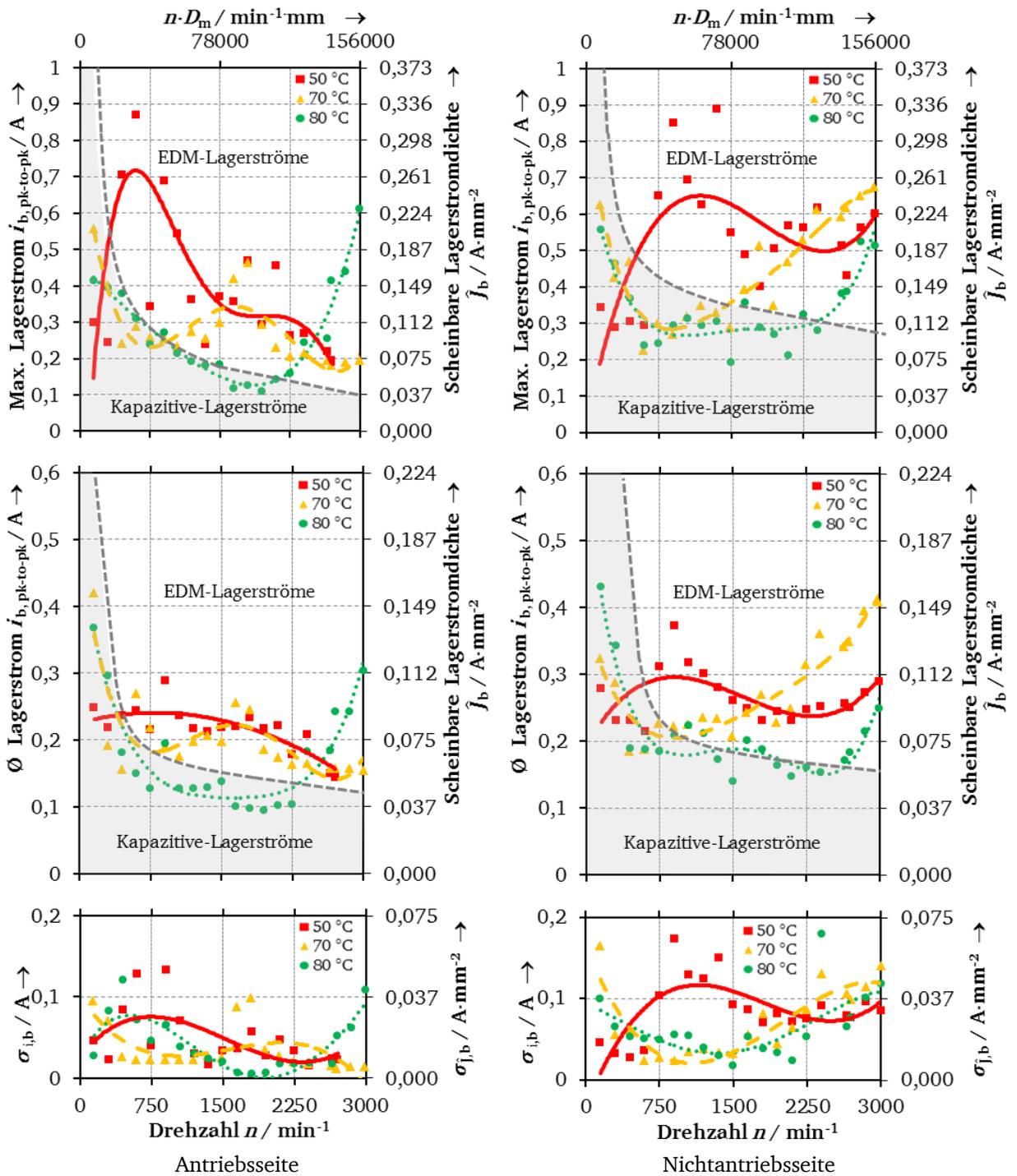


Abbildung 4-6: Gemessener EDM-Lagerstrom beim 11 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6209 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 240 \text{ N}$, Schaltfrequenz $f_c = 4 \text{ kHz}$, über der Drehzahl n in min^{-1} und für die mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{\text{mb}} = 50 \text{ °C}$ (Quadrat: Messwert, Linie (—): interpolierter Verlauf), 70 °C (Dreieck: Messwert, Linie (- - -): interpolierter Verlauf) und 80 °C (Punkt: Messwert, Linie (···): interpolierter Verlauf)

Oben: Gemessene maximale pk-to-pk-Werte der EDM-Lagerströme $i_{b, \text{EDM}}$ in A und berechnete scheinbare Lagerstromdichte in A/mm^2

Mitte: Mittelwert und unten: Standardabweichung $\sigma_{i,b, \text{EDM}}$ in A der gemessenen pk-to-pk-EDM-Lagerströme $i_{b, \text{EDM}}$ und berechnete Standardabweichung der scheinbaren Lagerstromdichte $\sigma_{j,b, \text{EDM}}$ in A/mm^2

Einfluss des Schmierstoffs

Im Vergleich zum Schmierstoff G1 wurden für die niederohmigen Lagerfette (G2: Abbildung 4-7, G4: Anhang B1) keine bzw. nur kleine EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte gemessen. EDM-Lagerströme traten für den Schmierstoff G2 nur vereinzelt auf. Für das hochohmige Lagerfett G5 (Anhang B1) zeigen die Messungen ähnliche EDM-Lagerstromwerte über der Drehzahl und Lagertemperatur wie beim hochohmigen Schmierstoff G1.

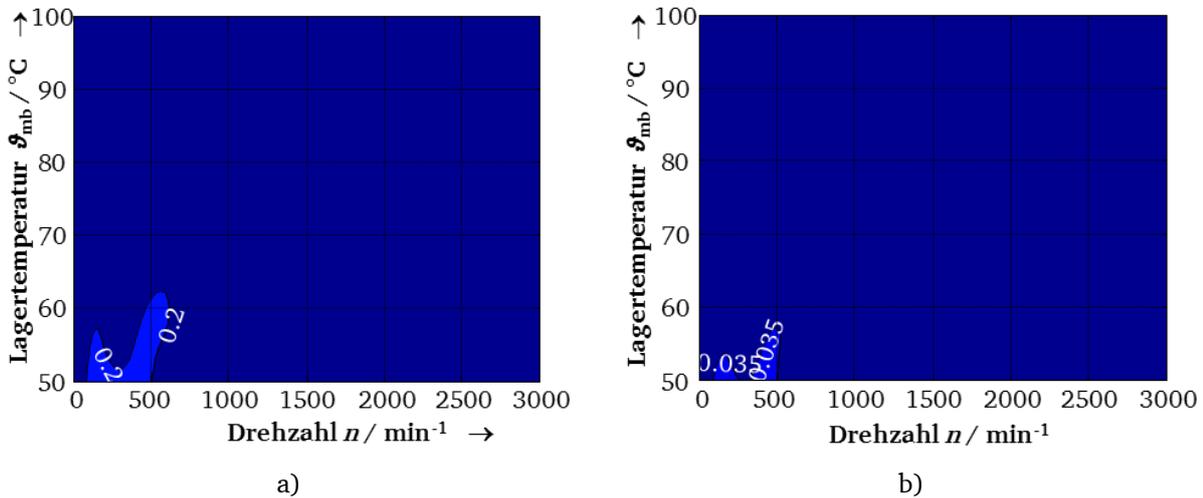


Abbildung 4-7: Wie Abbildung 4-4, jedoch niederohmiger Schmierstoff G2

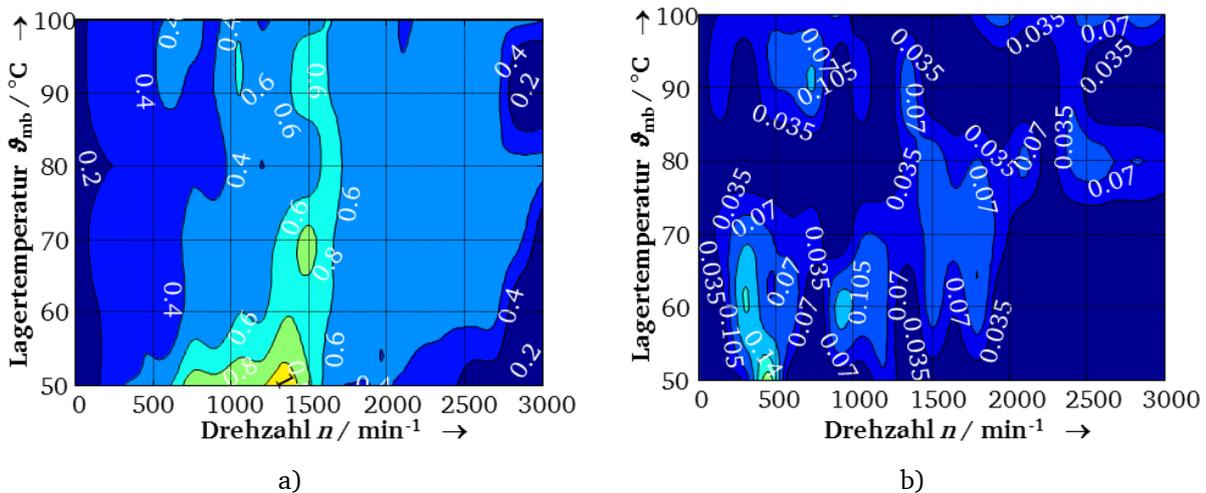


Abbildung 4-8: Wie Abbildung 4-4, jedoch Schmierstoff G3

Beim Schmierfett G3 (Abbildung 4-8) wurden EDM-Lagerströme über den gesamten Temperatur- ($\vartheta_{mb} = 50 \dots 100^\circ\text{C}$) und Drehzahlbereich ($n = 150 \dots 3000 \text{ min}^{-1}$) gemessen. Die höchsten gemessenen EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte sind wie beim Schmierstoff G1 im Drehzahlbereich $n = 450 \dots 1650 \text{ min}^{-1}$ zu finden.

Für den Lagertyp 6205 C3 ergibt sich anhand des größten EDM-Lagerstrom-Werts je Lagertemperatur, mit der dazugehörigen Drehzahl und EDM-Lagerstrom-Häufigkeit (DE: Tabelle 4-2, NDE: Tabelle 4-3) deutlich, dass die niederohmigen Schmierstoffe wesentlich kleinere Lagerstromwerte und Häufigkeiten aufweisen als die mittel- und die hochohmigen Schmierstoffe. Die Werte auf der Antriebsseite und Nichtantriebsseite unterschieden sich dabei, wobei anhand beider Tabellen 4-2 und 4-3 auch ersichtlich ist, dass die Häufigkeit der Stromereignisse stets auf einer Lagerseite überwiegt.

Folglich verhindern niederohmigen Schmierstoffe den elektrischen Potentialaufbau über dem Lager. Es treten nur EDM-Lagerströme mit kleinen Werten auf. Bei den mittel- und hochohmigen Schmierstoffen treten die höchsten EDM-Lagerstromwerte im Drehzahlbereich $n = 450 \dots 1650 \text{ min}^{-1}$ auf. Je höher die Lagertemperatur ist, desto geringer sind die EDM-Lagerstrom-Amplituden und die Häufigkeit der Entladungen.

Tabelle 4-2: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, Lagerseite A, Belastungstyp A (Tabelle 4-1): a) Gemessene größte pk-to-pk-Werte der EDM-Lagerströme $i_{b,EDM}$ in A bei der jeweiligen mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} in °C und der dazugehörigen Drehzahl n in min^{-1} und Häufigkeit der EDM-Lagerströme N je s

	G1	G2	G3	G4	G5
Lagertemperatur ϑ_{mb}	Maximaler EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM}$ (pk-to-pk) in A / Drehzahl n in min^{-1}				
50°C	1,305 / 600	0,297 / 450	1,141 / 1350	0,344 / 1650	0,82 / 450
60°C	1,43 / 1050	0,219 / 600	0,781 / 1350	0,336 / 1050	0,477 / 900
70°C	1,461 / 1050	0,172 / 150	0,852 / 1500	0,32 / 1350	0,711 / 450
80°C	1,266 / 1200	-	0,703 / 1650	0,367 / 1950	0,406 / 1350
90°C	1,109 / 1350	-	0,688 / 1500	0,25 / 2100	0,375 / 750
100°C	0,656 / 1500	-	0,602 / 1650	0,266 / 150	0,344 / 1050
Lagertemperatur ϑ_{mb}	Häufigkeit der EDM-Lagerströme N je s				
50°C	5809	0,01	3623	4	5717
60°C	2698	0,14	6778	32	4099
70°C	5622	0,22	6172	34	2599
80°C	5513	-	719	87	1049
90°C	7489	-	6436	23	652
100°C	5466	-	4061	1859	1

Tabelle 4-3: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, Lagerseite B, Belastungstyp A (Tabelle 4-1): a) Gemessene größte pk-to-pk-Werte der EDM-Lagerströme $i_{b,EDM}$ in A bei der jeweiligen mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} in °C und der dazugehörigen Drehzahl n in min^{-1} und Häufigkeit der EDM-Lagerströme N je s

	G1	G2	G3	G4	G5
Lagertemperatur ϑ_{mb}	Maximaler EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM}$ (pk-to-pk) in A / Drehzahl n in min^{-1}				
50°C	1,445 / 450	0,328 / 150	0,352 / 1050	0,328 / 1500	1,57 / 1050
60°C	1,273 / 1050	0,211 / 150	0,25 / 1350	0,313 / 1050	1,469 / 1500
70°C	1,188 / 1350	0,211 / 300	0,359 / 1650	0,469 / 2700	1,406 / 1050
80°C	1,32 / 1500	0,203 / 600	0,805 / 1650	0,406 / 1500	1,328 / 1500
90°C	1,305 / 1350	0,297 / 2850	0,516 / 1650	0,227 / 2100	0,828 / 1650
100°C	0,867 / 1500	0,242 / 450	0,68 / 1650	0,227 / 150	0,758 / 2250
Lagertemperatur ϑ_{mb}	Häufigkeit der EDM-Lagerströme N je s				
50°C	41	330	1900	18	785
60°C	4756	47	1675	0,8	2728
70°C	4326	0,5	0,9	1130	7361
80°C	66	53	192	11	7858
90°C	7040	0,4	1	16	7476
100°C	8	22	134	5076	6437

4.1.2 Einfluss der axialen und radialen Lagerbelastung

Der Einfluss der radialen Lagerbelastung F_r und der axialen Lagerbelastung F_a wurde für alle Schmierstoffe untersucht. Es zeigt sich für alle Schmierstoffe, dass die Erhöhung der axialen Lagerbelastung (z. B. Schmierstoff G1: Abbildung 4-9) zu einer deutlichen Reduzierung der EDM-Lagerstrom-Werte führt. Eine solche klare Änderung der EDM-Lagerstromwerte ist mit erhöhter radialer Lagerbelastung nur auf der Nichtantriebsseite festzustellen.

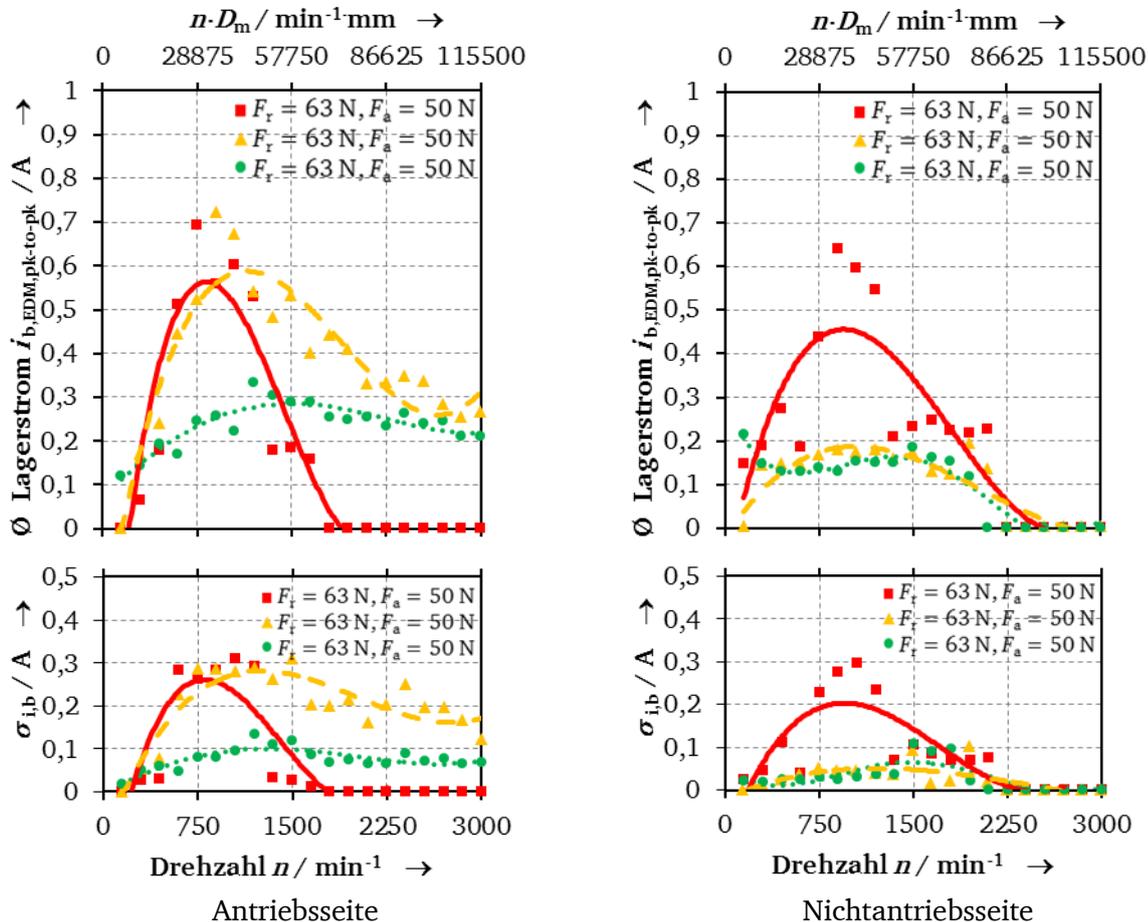


Abbildung 4-9: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$, Schaltfrequenz $f_s = 5\text{ kHz}$ über der Drehzahl n in min^{-1} und für die Lagerbelastungen:

Radiale Lagerbelastung $F_r = 63\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50\text{ N}$ (Quadrat: Messwert, Linie (—): interpolierter Verlauf), Radiale Lagerbelastung $F_r = 682\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50\text{ N}$ (Dreieck: Messwert, Linie (---): interpolierter Verlauf), Radiale Lagerbelastung $F_r = 63\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 350\text{ N}$ (Punkt: Messwert, Linie (...): interpolierter Verlauf);

Oben: Mittelwert der gemessenen pk-to-pk-Werte der EDM-Lagerströme $i_{b,EDM}$ in A

Unten: Standardabweichung $\sigma_{i,b,EDM}$ in A der gemessenen EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte $i_{b,EDM}$ und berechnete Standardabweichung der scheinbaren Lagerstromdichte $\sigma_{j,b,EDM}$ in A/mm^2

Die Erhöhung sowohl der radialen als auch der axialen Lagerbelastung führt zu einer Verschiebung des Maximums der Lagerströme über der Drehzahl. Der größte EDM-Lagerstrom wurde z. B. für den Schmierstoff G1 bei einer erhöhten radialen ($F_r = 400\text{ N}$) oder axialen ($F_a = 350\text{ N}$) Lagerbelastung bei einer mittleren Lagertemperatur von $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$ bei der Drehzahl $n = 1500\text{ min}^{-1}$ im Vergleich zur niedrigsten Lagerbelastung (z. B. $F_r = 63\text{ N}$; 750 min^{-1} , $F_a = 50\text{ N}$) gemessen.

Die Häufigkeit der EDM-Lagerströme (Abbildung 4-11) nimmt mit der Erhöhung der radialen oder axialen Lagerbelastungskomponente ab. Am häufigsten treten auch hier die EDM-Lagerströme dann auf, wenn die höchsten EDM-Lagerstromwerte gemessen werden.

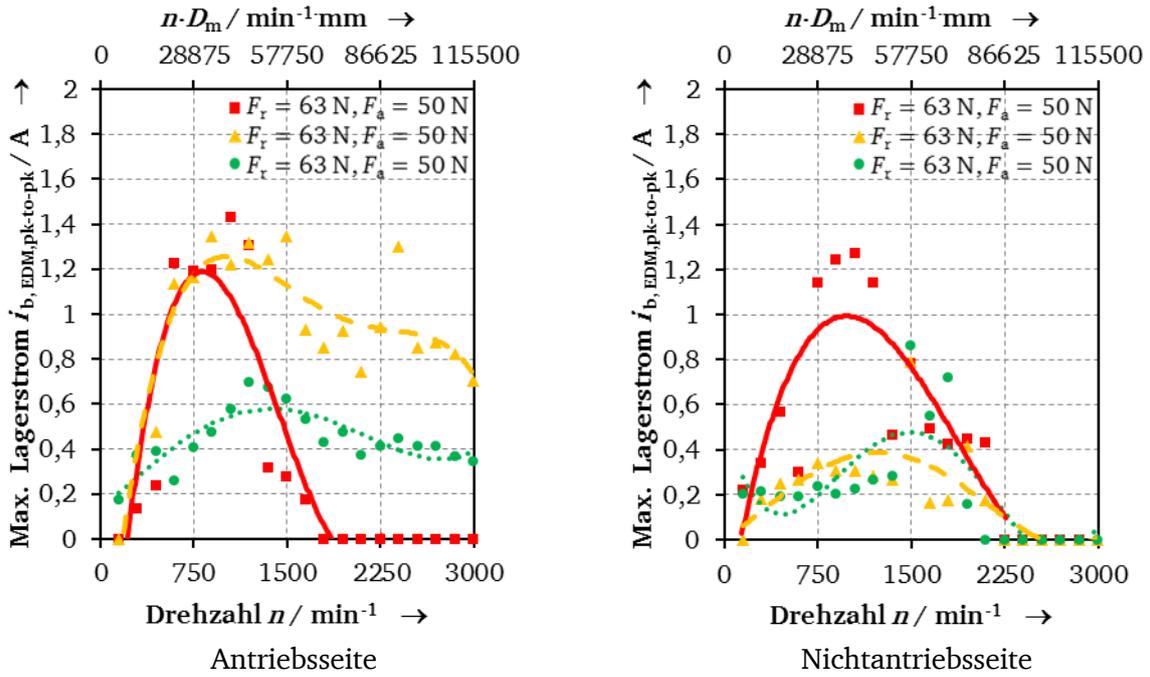


Abbildung 4-10: Wie Abbildung 4-9, jedoch maximal gemessener EDM-Lagerstrom

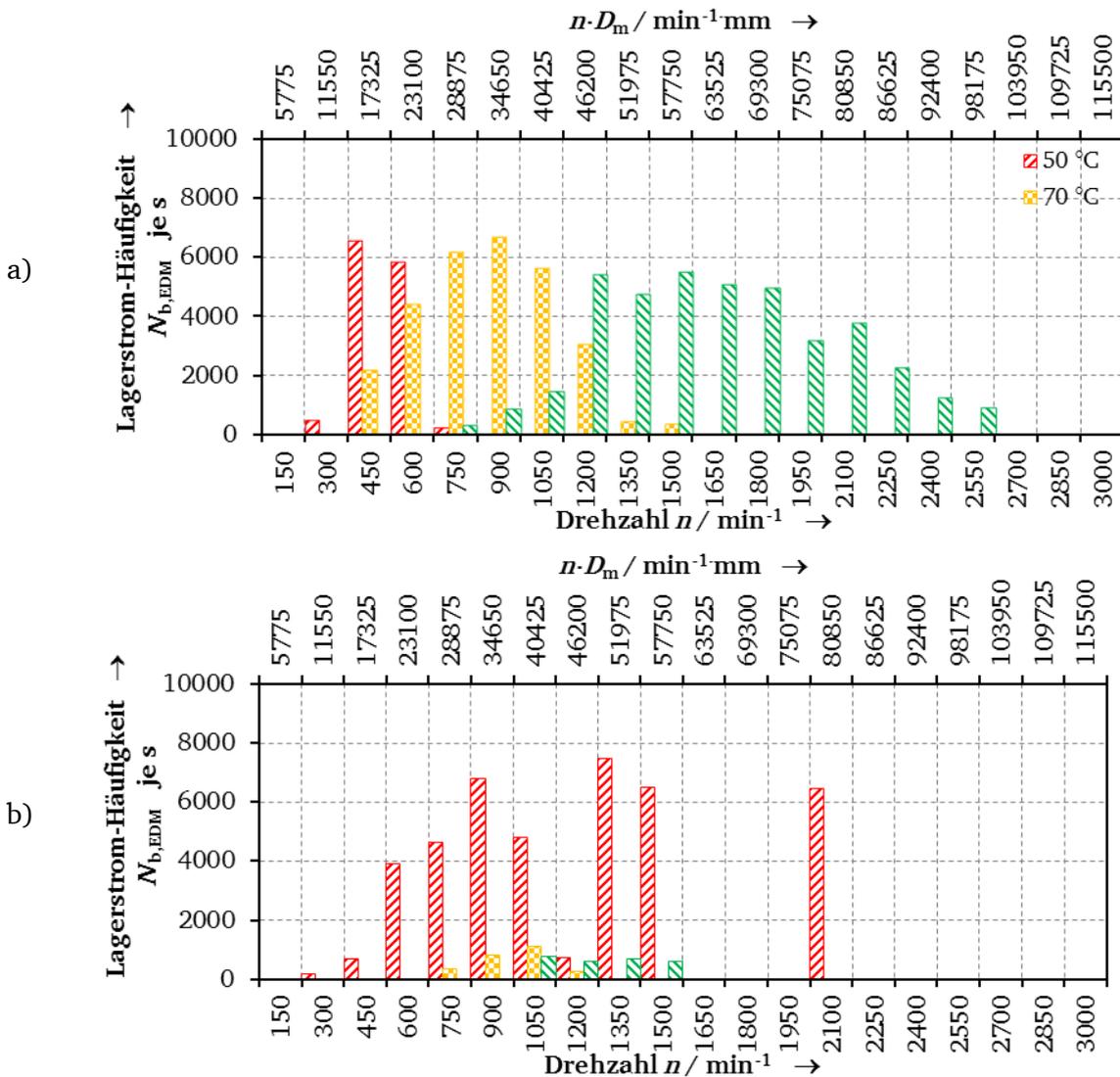


Abbildung 4-11: Wie Abbildung 4-9, jedoch gemessene Häufigkeit der EDM-Lagerströme $N_{b, EDM}$ je Sekunde: a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite

4.1.3 Interpretation der Messergebnisse der Kurzzeitversuche bei EDM-Lagerstrom

Die Messergebnisse in den voranstehenden zwei Kapiteln 4.1.1 und 4.1.2 zeigen deutlich auf, dass die EDM-Lagerstrom-Amplitude und deren Auftrittshäufigkeit wesentlich von den Betriebsparametern „Drehzahl“, „Lagertemperatur“ und „axialer Lagerbelastung“ abhängt.

Für den Lagertyp 6205 C3 (1,5 kW-Asynchronmaschine):

- Bei den hochohmigen Schmierstoffen G1 und G5 treten die höchsten EDM-Lagerströme auf. Bei den niederohmigen Schmierstoffen (G2, G4) treten nur vereinzelt EDM-Lagerströme mit im Verhältnis zu den hochohmigen Schmierstoffen kleinen EDM-Amplituden auf. Beim niederohmigen Schmierstoff kann sich im Schmierfilm keine hohe elektrische Potentialdifferenz aufbauen.
- Lagertemperatur und Drehzahl haben den größten Einfluss auf die Höhe der EDM-Lagerströme. Im Drehzahlbereich von 1000 ... 1500 min⁻¹ tritt der EDM-Lagerstrom bei einer Lagertemperatur von 50°C mit den höchsten pk-to-pk-Werten auf. Unterhalb von 1000 min⁻¹ sinkt die Amplitude mit sinkender Drehzahl. Oberhalb von 1500 min⁻¹ reduziert sich ebenfalls die Amplitude mit steigender Drehzahl. Bei niedrigen Drehzahlen ist der Schmierfilm zu klein und bei hohen Drehzahlen zu hoch, um einen großen Entladestrom zuzulassen. Bei höheren Lagertemperaturen sinkt die Viskosität des Schmieröls, sodass die Schmierfilmhöhe sinkt, und die Lagerströme erst bei höheren Drehzahlen (da dann die Schmierfilmhöhe zunimmt) mit jener Amplitude auftreten, wie bei niedriger Lagertemperatur bei niedrigen Drehzahlen. Mit zunehmender Lagertemperatur wird der Drehzahlbereich mit den höchsten EDM-Lagerströmen größer.
- Die Erhöhung der radialen Lagerbelastung führt zur Verschiebung der Maxima der gemessenen EDM-Lagerströme hin zu höheren Drehzahlen, weil die vergrößerte Radialkraft die Schmierfilmhöhe verringert.
- Die Erhöhung der axialen Lagerbelastung führt zu einer Reduktion der höchsten EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte.
- Die Auftrittshäufigkeit verhält sich analog zu der Höhe der EDM-Lagerströme. Dort, wo die höchsten EDM-Lagerströme auftreten, treten sie auch am häufigsten auf.
- Im unteren Drehzahlbereich der 11 kW-Asynchronmaschinen (Lagertyp 6209 C3) sind kapazitive Lagerströme zu finden. Bei Vollschmierung treten die EDM-Lagerströme mit gleichem Verhalten in Abhängigkeit der Lagertemperatur, Drehzahl und Lagerbelastung wie bei der Lagergröße 6205 C3 auf, jedoch mit geringeren pk-to-pk-Werten. Gleiches gilt für die Auftrittshäufigkeit.

4.2 Rotor-Erd-Lagerströme

Die Voruntersuchungen der Rotor-Erd-Lagerströme wurden für die Schmierstoffe G1 ... G5 mit der Lagergröße 6205 C3 am Motorenprüfstand 5 (Kapitel 3.1.4) und für den Schmierstoff G1 mit der Lagergröße 6209 C3 am Motorenprüfstand 4 (Kapitel 3.1.4) durchgeführt. Für alle fünf Schmierstoffe wurden die Betriebsparameter „Drehzahl“, Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“ variiert. Die untersuchten Drehzahlen lagen zwischen 150 min^{-1} und 3000 min^{-1} mit einer Schrittweite von 150 min^{-1} . Dies ergibt insgesamt zwanzig verschiedene untersuchte Drehzahlen. Vier mittlere Lagertemperaturen wurden für den Schmierstoff G1 von 50 °C bis 80 °C in 10 K-Schritten variiert. Für die Schmierstoffe G2 ... G5 wurden die Lagertemperaturen 60 °C und 100 °C untersucht. Die Untersuchung des Einflusses der axialen und radialen Lagerbelastung war für fünf verschiedene Belastungskombinationen (Lagertyp 6205 C3: Schmierstoff G1: Tabelle 4-4, Schmierstoff G2 ... G5: Tabelle 4-1) bei einer mittleren Lagertemperatur von 60 °C für die oben genannten Drehzahlen durchgeführt worden. Aufgrund der umfangreichen Untersuchungen mit dem Lagertyp 6205 C3 wird dieser hier im Detail vorgestellt. Die Ergebnisse des Lagertyps 6209 C3 sind dem Anhang B beigelegt.

Bei allen Versuchen wurde das Erdungskonzept „ROER K1“ (Tabelle 3-2) ohne zusätzliche Kondensatoren zwischen den Phasen und Erde verwendet. Die Vorversuche für den Schmierstoff G1 wurden vor den Dauerversuchen für die Lagertypen 6205 C3 und 6209 C3 bei einer Schaltfrequenz $f_c = 4 \text{ kHz}$ durchgeführt. Daher lag sowohl die Antriebs- als auch die Nichtantriebsseite im Strompfad. Keines der Lager war vollständig isoliert. Der verwendete Triggerlevel war 100 mA , und es wurde auf den Rotor-Erd-Strom des zu untersuchenden Lagers getriggert. Bei den Rotor-Erd-Lagerstrom-Dauerversuchen (Kapitel 5.2.1) zeigte sich, dass sich bei diesem Erdungskonzept K1 bei nichtisoliertem nichtantriebsseitigen Lager (Kapitel 3.1, Tabelle 3-2) keine konstante Lagerströme über die Zeit einstellen, weil der Strom zwischen den beiden parallelen Strompfaden der beiden Lager statistisch wechselt.

Daher wurden die zu einem späteren Zeitpunkt durchgeführten Versuche mit den Schmierstoffen G2 ... G5 mit isoliertem Lager auf der Nichtantriebsseite bei einer Schaltfrequenz $f_c = 5 \text{ kHz}$ durchgeführt, sodass der vollständige Rotor-Erd-Strom stets über das Lager der Antriebsseite fließen musste. Es zeigte sich bei diesen ersten Messungen, dass der für den Schmierstoff G1 gewählte Triggerlevel von 100 mA zu hoch war. Daher wurde für die Versuche mit den Schmierstoffen G2 ... G5 ein niedriger Triggerlevel von 40 mA gewählt. Getriggert wurde auf den Rotor-Erd-Strom, der durch das zu untersuchende Lager der Antriebsseite floss. Damit sind die Messergebnisse von G1 mit den anderen Schmierstoffen nur im Verlauf, aber nicht in der Amplitude vergleichbar.

Die Messergebnisse zeigen, dass der pk-to-pk-Wert des Rotor-Erd-Stroms (Abbildung 1-5) für den Schmierstoff G1 (Abbildung 4-12, Abbildung 4-14) und G5 (Abbildung 4-14) über das Lager mit steigender Drehzahl und damit zunehmender Schmierfilmhöhe zunächst zunimmt (Abbildung 4-12). Bei voll ausgebildetem Schmierfilm ändern sich die gemessenen pk-to-pk-Messwerte mit zunehmender Drehzahl nicht mehr. Bei den Schmierstoffen G2, G3 und G4, wobei G2 und G4 niederohmige Schmierfette sind, sind die höchsten Rotor-Erd-Ströme bei Drehzahlen kleiner 500 min^{-1} gemessen worden. In diesem Drehzahlbereich sind Mangel- und Mischreibung zu finden.

Bei der Betrachtung der Auftrittshäufigkeit (G1: Abbildung 4-13, G2 ... G5: Abbildung 4-15) der Rotor-Erd-Lagerströme ist unabhängig vom Schmierstoff auffällig, dass mit zunehmender Drehzahl die Häufigkeit an Rotor-Erd-Ströme abnimmt, da die Schmierfilmhöhe zunimmt. So reduziert sich z. B. die Häufigkeit der Rotor-Erd-Ströme für den Schmierstoff G1 bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$ ab einer Drehzahl von 500 min^{-1} (Abbildung

4-13 b)). Die Erhöhung der Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$ auf 80 °C verschiebt diese Grenze hin zu 1650 min^{-1} . Dies bedeutet, dass ab einer bestimmten Schmierfilmhöhe, zumeist Vollschrnierung, das Lager teilweise isolierend wirkt und so die Erd-Ströme über die elektrisch parallele Stator-Erdung abfließen müssen. Dass es trotzdem zur Durchkontaktierung des Schmierfilms kommt, ist wohl auf leitfähige Verunreinigungen des Schmierfetts zurückzuführen. Solche Verunreinigungen können z. B. metallische Abriebpartikeln, aber auch eventuell bedingt leitfähige Additive sein.

Eine Änderung der axialen und radialen Lagerbelastungsverhältnisse (Tabelle 4-4, Kapitel 4.2.2) hat keinen wesentlichen Einfluss auf die Ausprägung des Rotor-Erd-Lagerstroms bei den Untersuchungen der Schmierstoffe G2 ... G5, wobei der Rotor-Erd-Lagerstrom nur durch das nicht isolierte antriebsseitige Lager floss. Bei den Untersuchungen am Schmierstoff G1 mit nicht isoliertem antriebs- und nichtantriebsseitigen Lager sind Einflüsse der Änderung der axialen und radialen Lagerbelastung sichtbar.

In jedem Fall treten Rotor-Erd-Lagerströme unabhängig von den Betriebsparametern „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axialer“ und „radialer Lagerbelastung“ auf, wenn der Rotor bei hochohmiger Statorerdung niederohmig geerdet ist. Bei den Voruntersuchungen trat keine Schädigung des Schmierstoffs und der Lagerlaufflächen auf. Deshalb wurden entsprechende Dauerversuche (Kapitel 5.2) durchgeführt.

Tabelle 4-4: Eingestellte Lagerbelastungen bei den Rotor-Erd-Lagerstromvoruntersuchungen für den Lagertyp 6205 C3 und den Schmierstoff G1

Belastungsvariante	Radiale Belastung F_r	Axiale Belastung F_a	Äquivalente Belastung P
Belastung A	63 N	50 N	123 N
Belastung B	63 N	350 N	297 N
Belastung F	183 N	50 N	183 N
Belastung C	283 N	50 N	283 N
Belastung G	382 N	50 N	382 N

4.2.1 Einfluss der Drehzahl und Lagertemperatur

Die Drehzahl beeinflusst wesentlich die pk-to-pk-Werte der Rotor-Erd-Ströme. Mit zunehmender Lagertemperatur steigt die Auftrittshäufigkeit der Rotor-Erd-Ströme wegen des dünnen Schmierfilms an. Für die Schmierstoffe G1 (Abbildung 4-12, Abbildung 4-14) und G5 (Abbildung 4-14) nehmen die pk-to-pk-Werte mit zunehmender Drehzahl und damit zunehmender Schmierfilmhöhe zunächst zu (Abbildung 4-12). Bei voll ausgebildetem Schmierfilm (Vollschrnierung) ändern sich die gemessenen pk-to-pk-Messwerte mit zunehmender Drehzahl nicht mehr. Die höchsten Rotor-Erd-Lagerströme sind bei den Schmierstoffen G2, G3 und G4 (Abbildung 4-14), wobei G2 und G4 niederohmige Schmierfette sind, für Drehzahlen kleiner 500 min^{-1} gemessen worden.

Mit zunehmender Drehzahl nimmt die Auftrittshäufigkeit der Rotor-Erd-Ströme wegen des dickeren Schmierfilms ab. So reduziert sich z. B. die Häufigkeit der Rotor-Erd-Ströme für den Schmierstoff G1 bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$ ab einer Drehzahl von 500 min^{-1} (Abbildung 4-13 b)). Für die Schmierstoffe G4 und G5 liegt der Übergangsbereich bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$ bei 750 min^{-1} . Für die Schmierstoffe G2 und G3 ist diese Grenze bei einer Drehzahl von 300 min^{-1} zu finden.

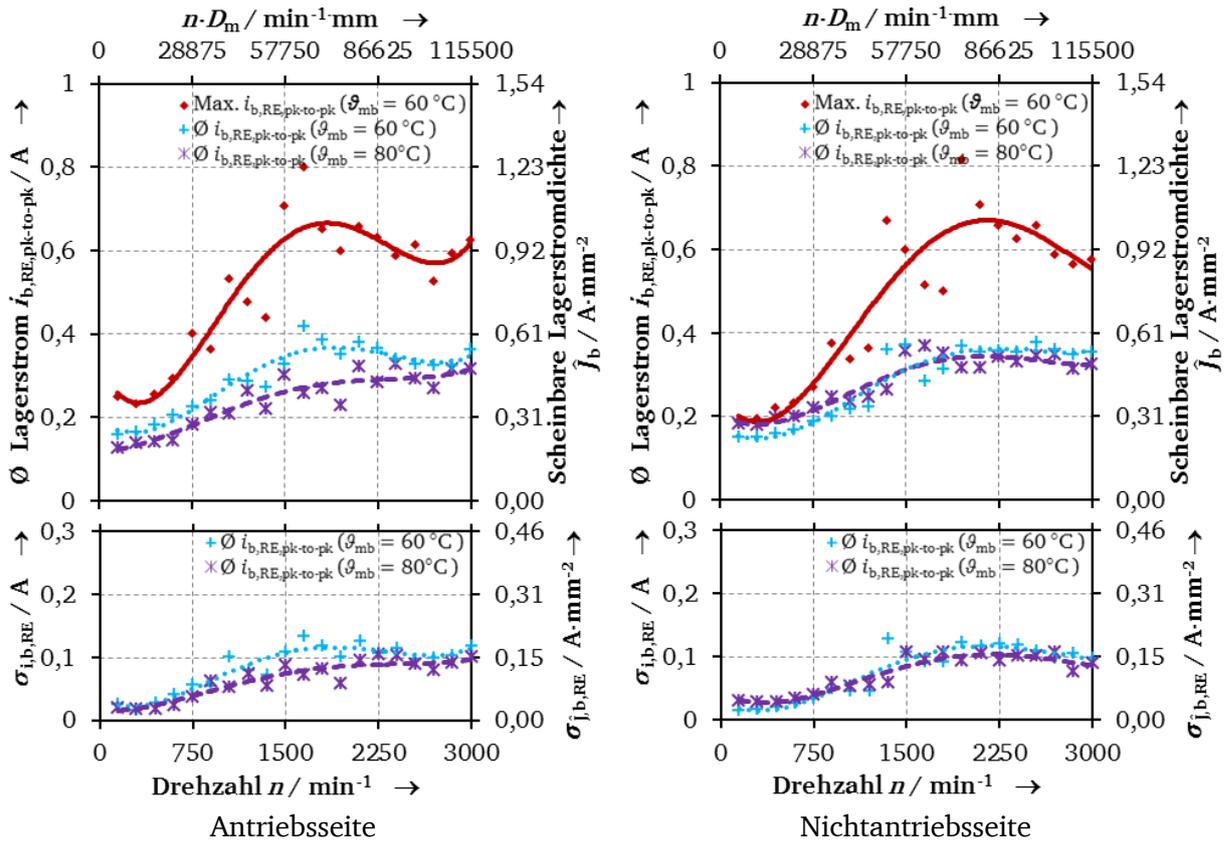


Abbildung 4-12: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Belastung A (Tabelle 4-4), Schaltfrequenz $f_c = 4$ kHz über der Drehzahl n in min^{-1} , radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N und für die mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$ (Maximum: Raute: Messwert, Linie (–): interpolierter Verlauf; Mittelwert: Plus: Messwert, Linie (– –): interpolierter Verlauf) und 80°C ((Mittelwert: Stern: Messwert, Linie (· · ·): interpolierter Verlauf)
 Oben: Gemessene pk-to-pk-Werte der Rotor-Erd-Lagerströme $i_{b,RE}$ in A und berechnete scheinbare Lagerstromdichte in A/mm^2
 Unten: Standardabweichung $\sigma_{i,b,RE}$ in A der gemessenen Rotor-Erd-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte $i_{b,RE}$ und berechnete Standardabweichung der scheinbaren Lagerstromdichte $\sigma_{j,b,RE}$ in A/mm^2

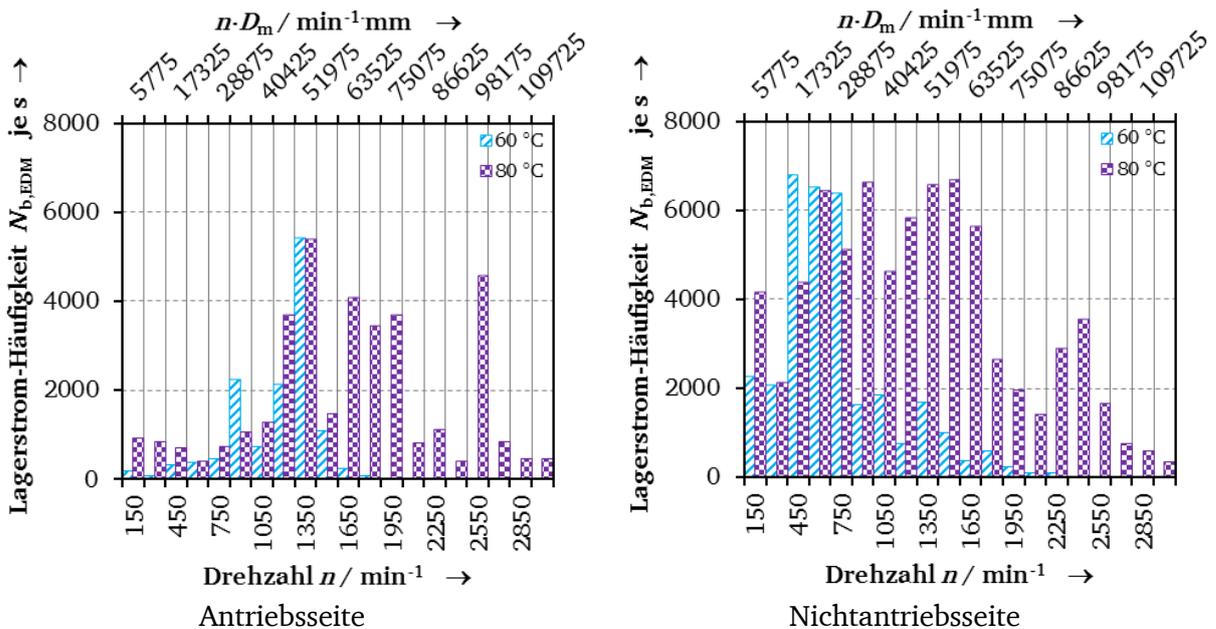


Abbildung 4-13: Wie Abbildung 4-12, jedoch gemessene Häufigkeit der Rotor-Erd-Lagerströme $N_{b,RE}$ je Sekunde; (1): mittlere Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$, (2) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 80^\circ\text{C}$

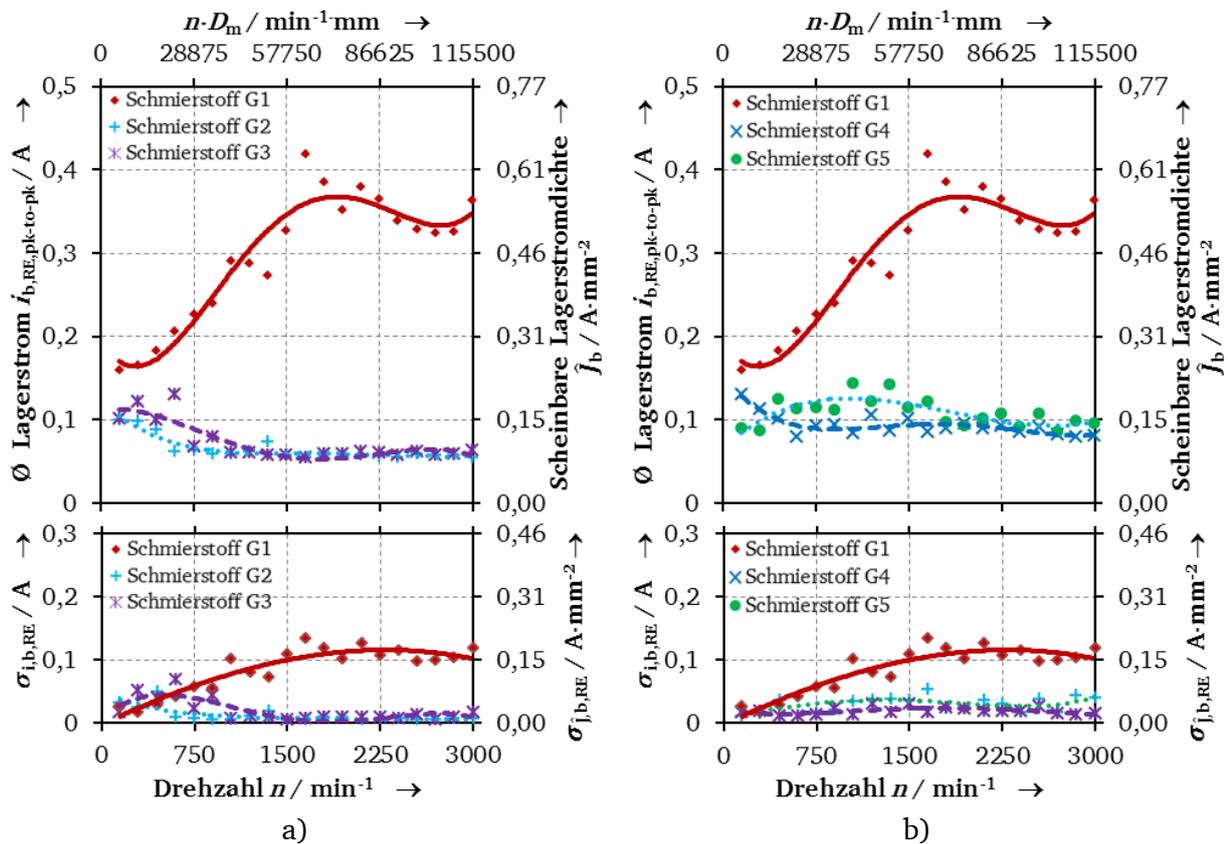


Abbildung 4-14: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, Lagerseite A: pk-to-pk-Mittelwerte über fünfzig Rotor-Erd-Lagerströme $i_{b,RE}$ in A und der dazugehörigen Drehzahl n in min^{-1} , Standardabweichung $\sigma_{b,RE}$, Schaltfrequenz $f_c = 4$ kHz (Schmierstoff G1) bzw. 5kHz (Schmierstoff G2 ... G5), mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60$ °C, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N und axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N, a) Schmierstoff G1 (Raute: Messwert, Linie (-): interpolierter Verlauf), Schmierstoff G2 (Plus: Messwert, Linie (- -): interpolierter Verlauf), Schmierstoff G3 (Stern: Messwert, Linie (...): interpolierter Verlauf) b) Schmierstoff G1 (Raute: Messwert, Linie (-): interpolierter Verlauf), Schmierstoff G4 (x: Messwert, Linie (- - -): interpolierter Verlauf), Schmierstoff G5 (Punkt: Messwert, Linie (...): interpolierter Verlauf)

Widererwartend zeigen die niederohmigen Schmierstoffe G2 und G4 keine erhöhten Rotor-Erd-Lagerströme. Offenbar ist die Gesamtimpedanz des Erdstrompfads nur zum kleineren Teil durch die Lagerimpedanz bestimmt. Der niederohmige Schmierstoff G4 zeigt im Vergleich zum Schmierstoff G5, welcher auf dem gleichen Grundöl basiert, eine niedrigere Auftretshäufigkeit der Rotor-Erd-Ströme.

Die Schmierstoffe G2 und G3 mit Esteröl als Grundöl haben nicht nur die geringsten gemessenen pk-to-pk-Rotor-Erd-Ströme, sondern treten auch mit einer deutlich geringeren Häufigkeit für den gewählten Trigger auf. Es zeigt sich, dass die Erhöhung der mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60$ °C auf $\vartheta_{mb} = 80$ °C (Schmierstoff G1, Abbildung 4-12, Abbildung 4-14) bzw. $\vartheta_{mb} = 100$ °C (Schmierstoff G2 ... G5, Abbildung 4-14) keine wesentliche Änderung im pk-to-pk-Wert des Rotor-Erd-Stromes hervorruft. Jedoch ist ein deutlicher Einfluss bei der Auftretshäufigkeit der Rotor-Erd-Lagerströme zu erkennen. Für den Schmierstoff G1 (Abbildung 4-13 b)) verschiebt sich der Bereich mit erhöhter Rotor-Erd-Lagerstrom-Aktivität bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60$ °C von der Drehzahl $n = 500$ min^{-1} hin zu $n = 1650$ min^{-1} bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 80$ °C, da die Schmierfilmdicke wegen der niedrigeren Viskosität bei den höheren Temperaturen kleiner ist. Eine solche Veränderung der Auftretshäufigkeit ist auch bei den anderen untersuchten Schmierstoffen zu erkennen. Der Effekt ist beim Schmierstoff G3 wesentlich stärker ausgeprägt. So trat bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60$ °C der Übergang bei einer

Drehzahl $n = 300 \text{ min}^{-1}$ auf, und ist bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ °C}$ bei einer deutlich höheren Drehzahl $n = 1350 \text{ min}^{-1}$ zu finden.

Rotor-Erd-Lagerströme treten unabhängig vom gewählten Schmierstoff (niederohmig, hochohmig) mit nahezu den gleichen pk-to-pk-Werten auf. Hierbei hat der Betriebsparameter „Drehzahl“ den wesentlichsten Einfluss auf den pk-to-pk-Wert. Eine Erhöhung des Betriebsparameters „Lagertemperatur“ führt wegen des dünnen Schmierfilms zu einer Erhöhung der Auftretshäufigkeit der Rotor-Erd-Lagerströme.

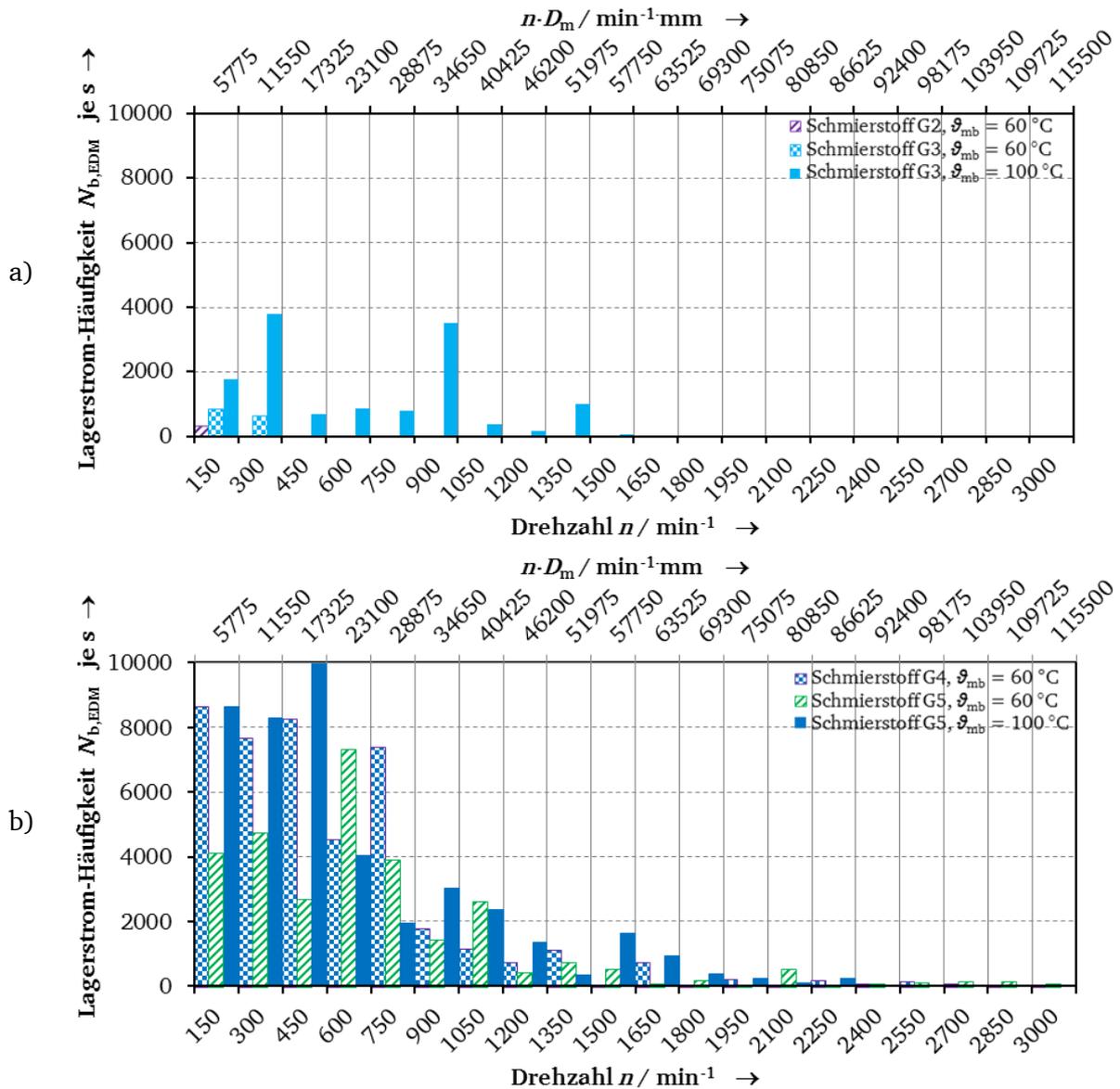


Abbildung 4-15: Wie Abbildung 4-12, jedoch gemessene Häufigkeit der Rotor-Erd-Lagerströme $N_{b,RE}$ je Sekunde;
a) (1) Schmierstoff G2 bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, (2) Schmierstoff G3 bei einer mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, (3) Schmierstoff G3 bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ °C}$
b) (1) Schmierstoff G4 bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, (2) Schmierstoff G5 bei einer mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, (3) Schmierstoff G5 bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ °C}$

4.2.2 Einfluss der radialen und axialen Lagerbelastung

Unabhängig vom untersuchten Schmierstoff führte die Erhöhung der radialen Lagerbelastung F_r von 63 N auf 382 N bzw. 628 N bei gleichbleibender axialer Lagerbelastung F_a von 50 N (Schmierstoff G1: Abbildung 4-16 a), Schmierstoff G3: Abbildung 4-16 b)) zu keiner wesentlichen Erhöhung der Rotor-Erd-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte. Auch bei Berücksichtigung der Streuung liegen die Messwerte dicht zusammen. Deshalb ist davon auszugehen, dass keine Abhängigkeit von der radialen Lagerbelastung auf die Höhe der pk-to-pk-Wert des Rotor-Erd-Stroms besteht.

Die Erhöhung der axialen Lagerbelastung F_a von 50 N auf 350 N führte zu einer kleinen Verringerung der pk-to-pk-Werte bei den Schmierstoffen G2 ... G5 (Abbildung 4-16 b)). Bei den Messergebnissen des Schmierstoffs G1 (Abbildung 4-16 a)) ist eine Reduzierung der gemessenen pk-to-pk-Werte für einige Drehzahlen (z. B. $n = 1650 \text{ min}^{-1}$) von bis zu 33 % erkennbar. Ebenfalls ist insbesondere beim Schmierstoff G1 sichtbar, dass die Streuung der Messwerte wesentlich geringer im Bezug zu den anderen radialen und axialen Lagerlastfällen ist.

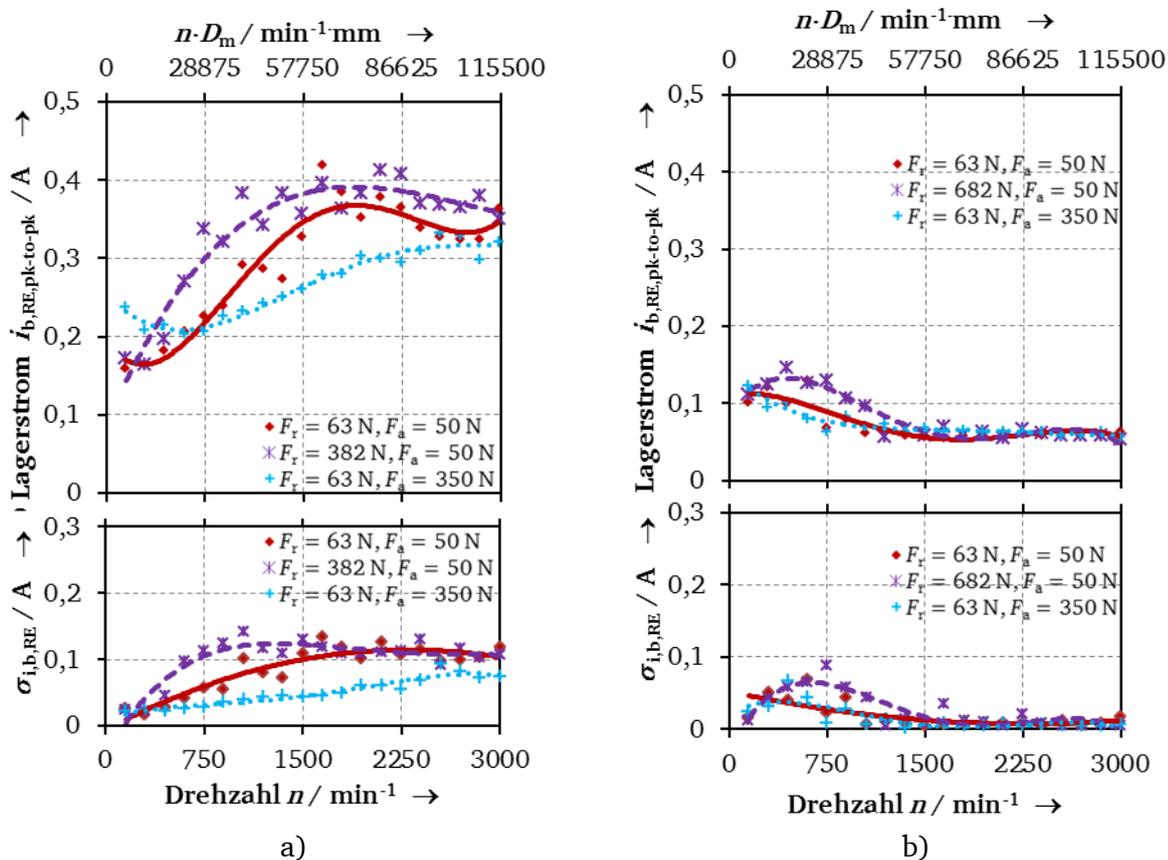


Abbildung 4-16: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, a) Schmierstoff G1, b) Schmierstoff G3, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, Schaltfrequenz $f_c = 4 \text{ kHz}$ (Schmierstoff G1) bzw. 5 kHz (Schmierstoff G2 ... G5) über der Drehzahl n in min^{-1} und für die Lagerbelastungen:

Radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$ (Raute: Messwert, a) Linie (—): interpolierter Verlauf), Radiale Lagerbelastung a) $F_r = 382 \text{ N}$ bzw. b) 682 N , axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$ (Stern: Messwert, a) Linie (---): interpolierter Verlauf),

Radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 350 \text{ N}$ (Plus : Messwert, a) Linie (- - -): interpolierter Verlauf).

Oben: Gemessene pk-to-pk-Werte der Rotor-Erd-Lagerströme $i_{b,RE}$ in A

Unten: Standardabweichung $\sigma_{i,b,RE}$ in A der gemessenen Rotor-Erd-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte $i_{b,RE}$

Deutliche Unterschiede hingegen sind bei der Auftrittshäufigkeit der Rotor-Erd-Ströme festzustellen.

Mit der Erhöhung der radialen bzw. axialen Lagerbelastung steigt die Auftrittshäufigkeit der gemessenen Rotor-Erd-Lagerströme (Abbildung 4-17) unabhängig vom Schmierstoff an, weil die Schmierfilmdicke sinkt.

Die Erhöhung der radialen oder axialen Lagerbelastung hat keinen wesentlichen Einfluss auf die pk-to-pk-Werte des Rotor-Erd-Stroms, jedoch erhöht sich die Auftrittshäufigkeit der Rotor-Erd-Ströme merkbar.

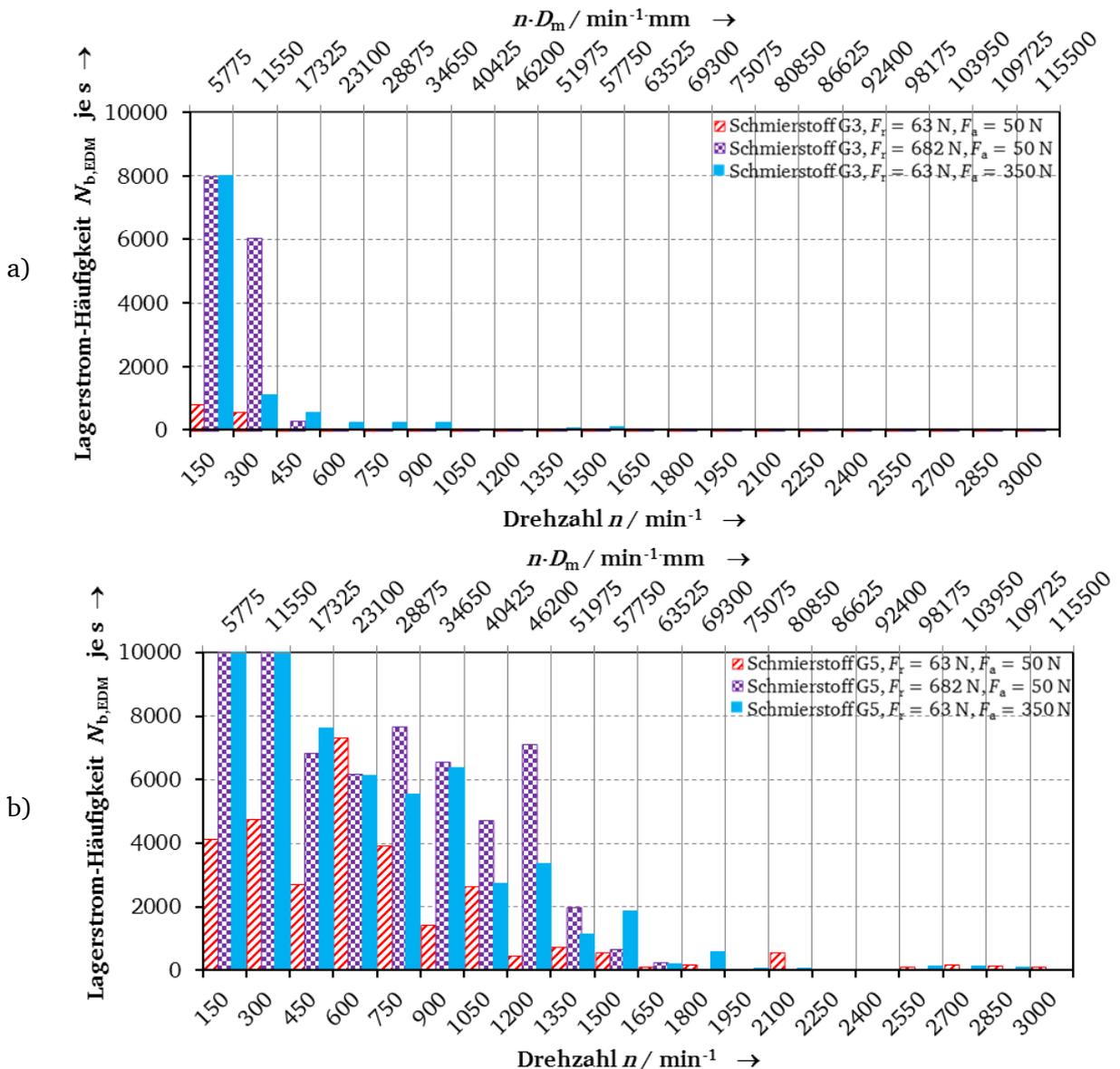


Abbildung 4-17: 1,5 kW-Asynchronmotor, Lagertyp 6205 C3, a) Schmierstoff G3, b) Schmierstoff G5; gemessene Häufigkeit der Rotor-Erd-Lagerströme $N_{b,RE}$ je Sekunde, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, Schaltfrequenz $f_c = 5 \text{ kHz}$ über der Drehzahl n in min^{-1} und für die Lagerbelastungen:
 (1) Radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$,
 (2) Radiale Lagerbelastung $F_r = 682 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$,
 (3) Radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 350 \text{ N}$

4.2.3 Interpretation der Messergebnisse der Rotor-Erd-Lagerstrom-Vorversuche

Die Messergebnisse der Rotor-Erd-Lagerströme zeigen, dass der Betriebsparameter „Drehzahl“ den größten Einfluss auf die pk-to-pk-Werte hat. Die Betriebsparameter „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ beeinflussen hingegen maßgeblich die Aufttrittshäufigkeit, aber nicht die Größe des Lagerstroms.

Da bei den Messungen (Abbildung 1-5) keine Phasenverschiebung zwischen Rotor-Erd-Strom und Lagerspannung zu erkennen ist, wird in erster Näherung davon ausgegangen, dass sich das Lager als ohm'scher Widerstand verhält. Werden daher die Dicke des Schmierfilms, der Schmierfilmzustand und die Lastzone des Lagers im Bezug zur Annahme des Lagers als elektrischer Widerstand betrachtet, ergeben sich folgende Zusammenhänge:

- Mit zunehmender Drehzahl bei konstanter Lagertemperatur (z. B. $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$) durchläuft das Lager die unterschiedlichen Schmierzustände (Mangelschmierung, Mischreibung, Vollschrnerung, siehe Kapitel 7.1). Bei dieser Betrachtungsweise ist zu erwarten, dass der kleinste Übergangswiderstand im Mangel- und Mischreibungsgebiet liegen muss und somit hier der höchste Rotor-Erd-Lagerstrom fließen sollte. Wenn der Schmierfilm in der Vollschrnerung aufgebaut ist und mit zunehmender Drehzahl ansteigt, muss der dazugehörige Lagerwiderstand größer werden. Folglich müssten die zu erwartenden Rotor-Erd-Ströme abnehmen. Dieses Verhalten ist jedoch nur bei den Schmierstoffen G2, G3 und G4 zu erkennen. Im Fall der Schmierstoffe G1 und G5 steigt der Rotor-Erd-Strom proportional mit zunehmendem Schmierfilm an.
- Die Erhöhung der Aufttrittshäufigkeit ist im Falle zunehmender Lagertemperatur mit der Reduzierung der Schmierfilmhöhe aufgrund der sinkenden Viskosität des Schmierstoffs zu erklären. Mit abnehmender Schmierfilmhöhe sinkt folglich auch der Lagerwiderstand.
- Eine Änderung der axialen und radialen Lagerbelastungsverhältnisse führt zu einer Änderung der Lastzone [88]. Im Fall der Erhöhung der axialen Lagerbelastung F_a auf 350 N werden alle Wälzkörper, im Fall der Erhöhung der radialen Lagerbelastung F_r auf 382 N bzw. 682 N werden zwar mehr, aber nicht alle Wälzkörper belastet. Mit der Annahme, dass alle Wälzkörper elektrisch parallel angeordnet (Kapitel 7) sind, folgt daraus eine Verringerung des ohm'schen Lagerwiderstands. Damit wird die Rotor-Erdung nochmals niederohmiger als die Statorerdung und folglich sollte auch ein höherer Rotor-Erd-Strom über das Lager abfließen. Es zeigt sich jedoch, dass mit Erhöhung der radialen Lagerbelastung die Aufttrittshäufigkeit der Rotor-Erd-Lagerströme steigt. Deshalb ist davon auszugehen, dass mit der Erhöhung der radialen Lagerbelastung die Kontaktverhältnisse des am stärksten belastenden Wälzkörpers eine Änderung erfahren.
- Der beschriebene Einfluss der Betriebsparameter auf die Rotor-Erd-Lagerströme ist sowohl für den Lagertyp 6205 C3 als auch für den Lagertyp 6209 C3 gleich.

4.3 Zirkular-Lagerströme

Der Einfluss der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“, sowie der Einfluss der Unwucht auf die Ausbildung der Zirkular-Lagerströme wurde am Motor M110_3, Prüfstand 8 (siehe Kapitel 3.1.5) für den Schmierstoff G1 untersucht. Für den Motor M110_1 erfolgten am Prüfstand 7 (siehe Kapitel 3.1.5) Messungen bei einer mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} von 62 °C, bei einer radialen Lagerbelastung $F_r = 2,5$ kN und einer axialen Lagerbelastung $F_a = 1,3$ kN. Für den Motor M110_3 sind die eingestellten Betriebsparameter in Tabelle 4-5 gegeben. Die Ergebnisse für den untersuchten Schmierstoff G1 zeigen, dass die Betriebsparameter „Temperatur“ und „Drehzahl“ den stärksten Einfluss auf die Ausbildung der Zirkular-Lagerströme haben. Daher wurden die Schmierstoffe G2 ... G5 nur für die Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ untersucht. Die Amplitude des Stator-Erd-Stroms sinkt im Gebiet der Mangel- und Mischreibung mit steigender Drehzahl zunächst ab (Abbildung 4-18) oder variiert leicht (Abbildung 4-20) und ist dann im weiteren Drehzahlbereich der Vollschröpfung sehr klein (EDM-Ströme) und kaum von der Drehzahl abhängig. Die Ergebnisse der Antriebsseite und Nichtantriebsseite sind ähnlich, weil der Kreisstrom auf beiden Lagern gegenphasig auftritt. Die Versuchsergebnisse zeigen eindeutig, dass Zirkular-Lagerströme nur im Bereich der Mangel- und Mischreibung auftreten. Sobald Vollschröpfung vorliegt, wirkt der Schmierfilm isolierend, und die Wellenspannung ist im Allgemeinen nicht mehr ausreichend, um den Zirkular-Lagerstrom zu treiben. Die einzelnen Schmierzustände stellen sich je nach Schmierstofftyp für unterschiedliche Drehzahlen unterschiedlich ein. Für die Nieder-Impedanz-Schmierstoffe treten Zirkular-Lagerströme über den gesamten untersuchten Drehzahlbereich 0 ... 3000 min⁻¹ auf, da der Schmierfilm nicht ausreichend isoliert. Deshalb sind Nieder-Impedanz-Schmierstoffe im Zusammenhang mit Zirkular-Lagerströmen nicht zu empfehlen, während sie für die Vermeidung von EDM-Lagerströmen gut geeignet sind.

Tabelle 4-5: Übersicht der Versuchsparameter bei den Zirkular-Lagerstromuntersuchungen am Motor M110_3

Betriebsparameter		min.	max.	Anzahl Stützstellen
Lagertemperatur ϑ_{mb}	°C	60	90	4
Radiale Lagerbelastung F_r	kN	1,3	11	3
Axiale Lagerbelastung F_a	kN	0	1	2
Drehzahl n	min ⁻¹	15	3000	17...20

4.3.1 Einfluss der Lagertemperatur und Drehzahl

Die Messung bei Motor M110_1 (Abbildung 4-18 bis Abbildung 4-23) zeigt, dass Zirkular-Lagerströme im Drehzahlbereich von Null bis ca. 400 min⁻¹ auftreten. Mit höherer Drehzahl treten EDM-Lagerströme auf. Erste EDM-Lagerströme konnten bei Drehzahlen von 400 min⁻¹ festgestellt werden. Die Abbildungen 4-20 bis 4-28 zeigen die Ergebnisse der Untersuchungen am Motor M110_3 für die in der Tabelle 4-5 angegebenen Betriebsparameter. Die Veränderung der Betriebsparameter zeigt, dass diese z.T. sehr stark den Drehzahlbereich beeinflussen, in dem Zirkular-Lagerströme auftreten. Die Zirkular-Lagerströme treten schon ab der Drehzahl Null wegen des niederohmigen metallischen Lagerkontakts auf und sinken mit steigender Schmierfilmdicke im Bereich der Mangel- und Mischreibung, um bei isolierend wirkenden Lagern im Bereich der Vollschröpfung als ohmscher Strom zu verschwinden. Es verbleibt ein kapazitiver Lagerstrom. Zirkular-Lagerströme sind in Abhängigkeit der

Betriebsparameter bis zu einer Drehzahl n von ca. 1500 min^{-1} festgestellt worden, wenn z. B. infolge hoher Lagertemperatur 90°C und damit niedriger Schmierölviskosität der isolierend wirkende Schmierfilm erst bei höheren Drehzahlen vollständig und mit ausreichender Dicke ausgebildet ist.

Zuerst wurde der Einfluss der Lagertemperatur auf die Ausbildung der Zirkular-Lagerströme untersucht (bei Betriebsparametern „radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$). Eine mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb} von $60^\circ\text{C} \dots 70^\circ\text{C}$ konnte ohne Zuheizung des Lagers erreicht werden. Bei den höheren untersuchten mittleren Lagertemperaturen ϑ_{mb} $80^\circ\text{C} \dots 90^\circ\text{C}$ wurde das Lager zusätzlich über eine Heizung in der Nähe des Außenrings erwärmt. Dies hat zur Folge, dass die Außenringtemperatur im Vergleich zur Innenringtemperatur größer war. Bei einer mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} von 60°C ist der Übergangsbereich von Zirkular-Lagerströmen hin zu EDM-Lagerströmen im Drehzahlbereich von $750 \text{ min}^{-1} \dots 900 \text{ min}^{-1}$ zu erkennen. Die durchschnittlichen Zirkular-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte sind im Bereich von $2,8 \text{ A}$ zu finden. Wird die mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb} auf 90°C erhöht, liegt der Übergangsbereich vom Zirkular-Lagerstrom zum EDM-Lagerstrom im Bereich der Nenn Drehzahl von 1500 min^{-1} . Eine geringere Lagertemperatur bringt somit Vorteile, da dann die Zirkular-Lagerströme nur im unteren Drehzahlbereich auftreten. Der Zirkular-Lagerstrom und die dazugehörige Lagerspannung haben annähernd die gleichen Zeitverläufe und die gleichen Verläufe über der Drehzahl, wie dies z. B. bei einer Lagertemperatur ϑ_{mb} von 60°C zu erkennen ist, was den ohm'schen Lagerstromcharakter zeigt. Geringere Zirkular-Stromwerte bei größeren Drehzahlen haben somit eine geringere Lagerspannung zur Folge.

Stichprobenversuche bei Motor M110_1

Die gemessenen pk-to-pk-Werte des Zirkular-Lagerstroms (Abbildung 4-18, Abbildung 4-19) sind für Drehzahlen unter 45 min^{-1} wesentlich höher als für den höheren restlichen Drehzahlbereich.

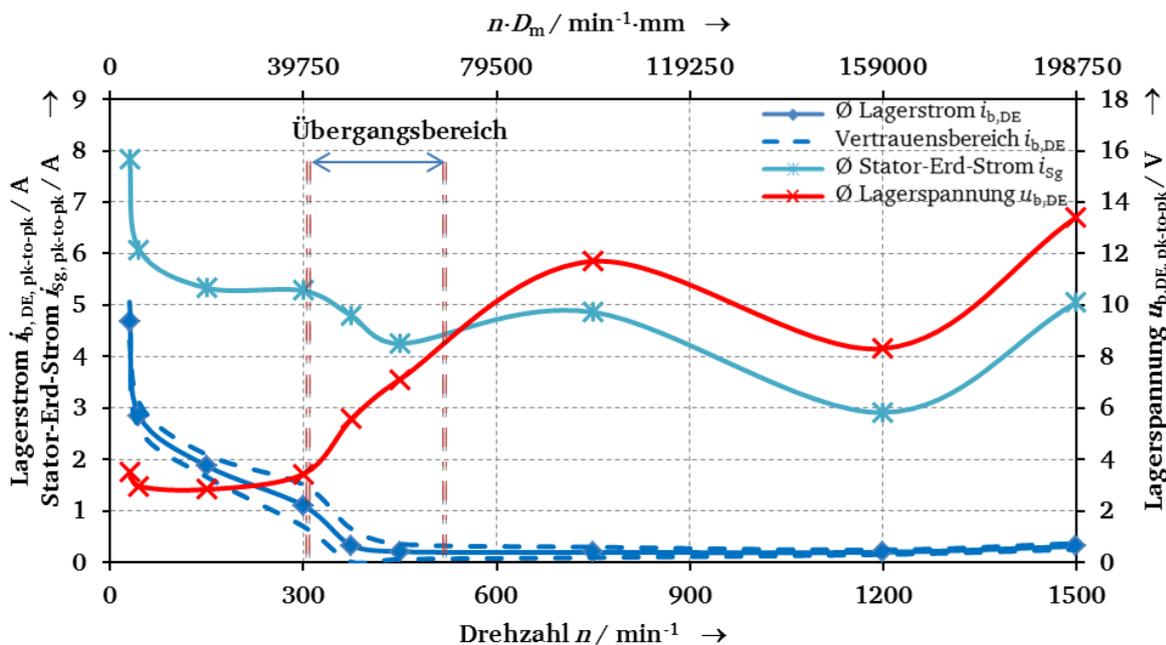


Abbildung 4-18: Gemessener pk-to-pk-Lagerstrom, Stator-Erd-Strom und pk-to-pk-Lagerspannung an der Antriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_1, Lagertyp DE: 6317 C3, Lagertyp NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1, Schaltfrequenz 4,5 kHz, Pulsmuster AVM 60°, 10 m geschirmtes Kabel, U/f-Steuerung, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 62^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1,3 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,5 \text{ kN}$ [96]

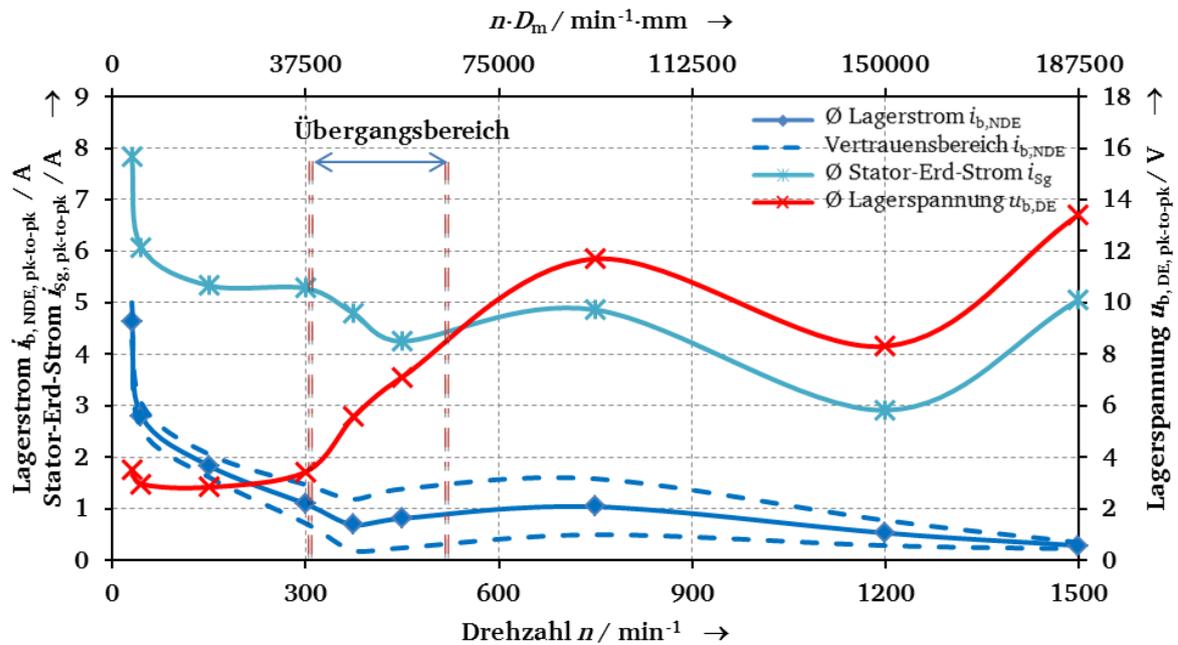


Abbildung 4-19: Wie Abbildung 4-18, jedoch Nichtantriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_1 [96]

Mit zunehmender Drehzahl nehmen die gemessenen pk-to-pk-Werte des Zirkular-Lagerstromes deutlich ab. Eine Wellenspannung von etwa 1 ... 2 V (pk-to-pk) führt bereits zum Fließen des Lagerstroms.

Dies passt gut zu den bereits bei Sinusbetrieb angegebenen Grenzwert der effektiven Wellenspannung von 500 mV als Amplitude [78]. Aus der Wellenspannung $U_w = 2 \cdot U_b$ ergibt sich für die Lagerspannung $U_b \approx 250$ mV, was gut zu den gemessenen Lagerspannungen $U_b = \frac{2}{3} \cdot U_{b, \text{pk-to-pk}} = \frac{2}{3} \cdot (1 \dots 2 \text{ V}) = 0,67 \dots 1,33 \text{ V}$ passt. Der gemessene Stator-Erd-Strom (pk-to-pk) unterscheidet sich im Übrigen bei $\vartheta_{\text{mb}} = 90^\circ \text{C}$ in Amplitudenhöhe und Verlauf über der Drehzahl wesentlich von den Messwerten bei der Lagertemperatur ϑ_{mb} von 60°C . Die maximalen pk-to-pk-Werte der Lagerspannung bleiben nahezu konstant auf niedrigem Niveau von ca. 3 V, solange Zirkularlagerströme auftreten. Mit steigender Drehzahl nimmt die Lagerspannung auf ca. 8...10 V zu, da sich der Schmierfilm auflädt, und es sind EDM-Lagerströme feststellbar. Das aus den Messwerten errechnete BCR beträgt bei der kleinsten gemessenen Drehzahl $n = 45 \text{ min}^{-1}$ rechnerisch $\text{BCR} = 0,43$ und nimmt mit zunehmender Drehzahl wegen der steigenden Schmierfilmhöhe ab.

Stichprobenversuche bei Motor M110_3

Untersucht wurden unterschiedliche Betriebsparameter gemäß Tabelle 4-5. Die Versuche zeigen, dass eine höhere Lagerspannung von 7 V auftritt, wenn ein Zirkular-Lagerstrom fließt. Die Messergebnisse zeigen, dass Stator-Erd-Strom und Lagerspannung den gleichen Verlauf über die Drehzahl aufweisen. Besonders wird deutlich, dass der Stator-Erd-Strom und die hochfrequente Lagerspannung im Bereich der Vollschmierung konstant bleiben, wenn keine Zirkular-Lagerströme auftreten.

Untersuchung des Einflusses der mittleren Lagertemperatur

Zuerst wurde der Einfluss der mittleren Lagertemperatur auf die Ausbildung der Zirkular-Lagerströme untersucht (Betriebsparameter: radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$). Bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60^\circ \text{C}$ ist der

Übergangsbereich von Zirkular-Lagerströmen hin zu EDM-Lagerströmen im Drehzahlbereich von 750 ... 900 min^{-1} zu erkennen. Die durchschnittlichen Zirkular-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte sind im Bereich von 2,8 A zu finden. Wird die mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb} auf 90 °C erhöht, liegt der Übergangsbereich vom Zirkular-Lagerstrom zum EDM-Lagerstrom wieder im Bereich der Nenndrehzahl von 1500 min^{-1} . Der Zirkular-Lagerstrom und die dazugehörige Lagerspannung haben etwa die gleichen Zeitverläufe, der Lagerstrom ist also ohmsch. Nach IEC 60034-17 [78] ist mit einem Zirkular-Lagerstrom zu rechnen, wenn eine Wellenspannungsamplitude von $U_w = 500 \text{ mV}$ überschritten wird.

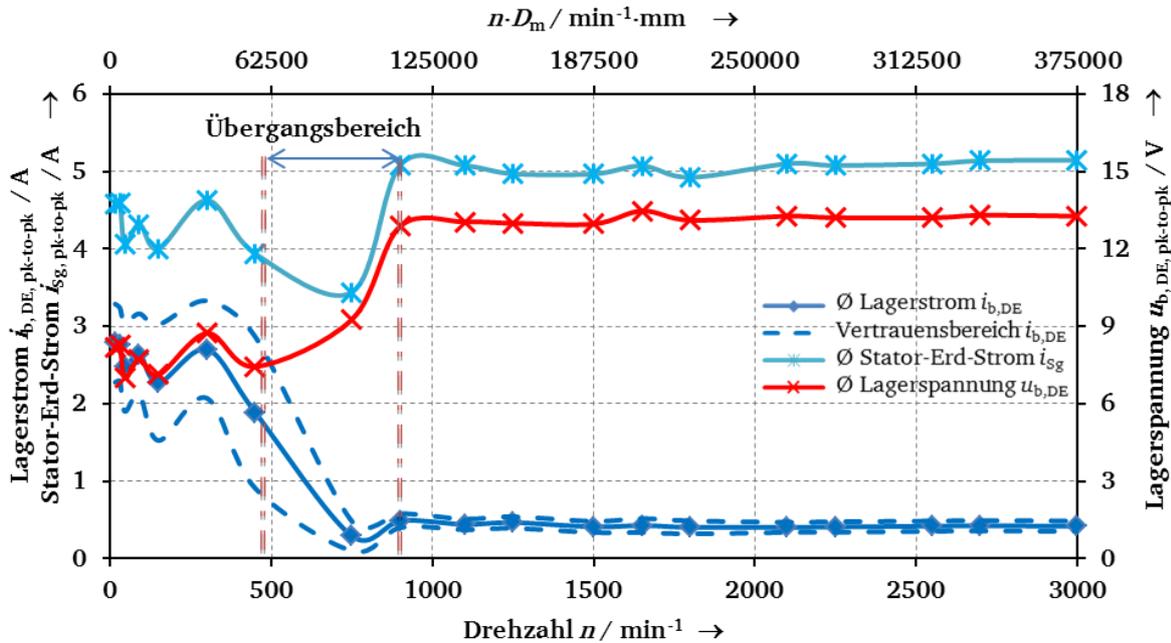


Abbildung 4-20: Gemessener pk-to-pk-Lagerstrom, Stator-Erd-Strom und pk-to-pk-Lagerspannung an der Antriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_3, Lagertyp DE: 6316 C3, Lagertyp NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1, Schaltfrequenz 4,5 kHz, Pulsmuster AVM 60°, 10 m geschirmtes Kabel, U/f-Steuerung, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$ [96]

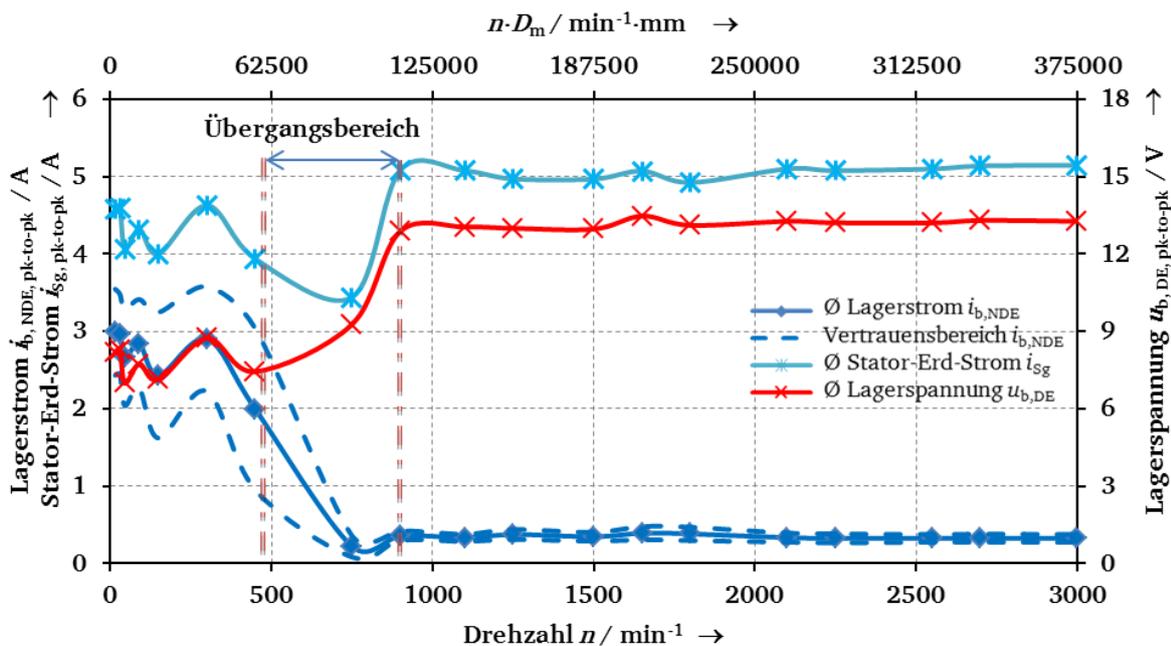


Abbildung 4-21: Wie Abbildung 4-20, jedoch Nichtantriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_3 [96]

Der Stator-Erd-Strom ist mit 4 A geringer als jene 5 A bei der niedrigeren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ }^\circ\text{C}$. Das BCR beträgt für eine Drehzahl von 15 min^{-1} $BCR = 0,6$ und ist somit größer als bei dem anders ausgelegten Motor M110_1 eines anderen Herstellers. Auch hier nimmt das BCR mit zunehmender Schmierfilmhöhe ab, da der Zirkularstrom mit Übergang zur Vollschmierung bis auf einen kapazitiven Reststrom verschwindet, während der Stator-Erd-Strom wegen der konstanten großen Statorwicklungskapazitat C_{WS} dort konstant bleibt. Insgesamt zeigt der Motor M110_3 bauartbedingt im Bereich der Vollschmierung einen um 17 % etwas höheren Stator-Erd-Strom als Motor M110_1, aber bei niedrigen Drehzahlen im Bereich der Mangelschmierung einen z. B. um 50 Prozent kleineren Wert (bei 45 min^{-1}) als Motor M110_1.

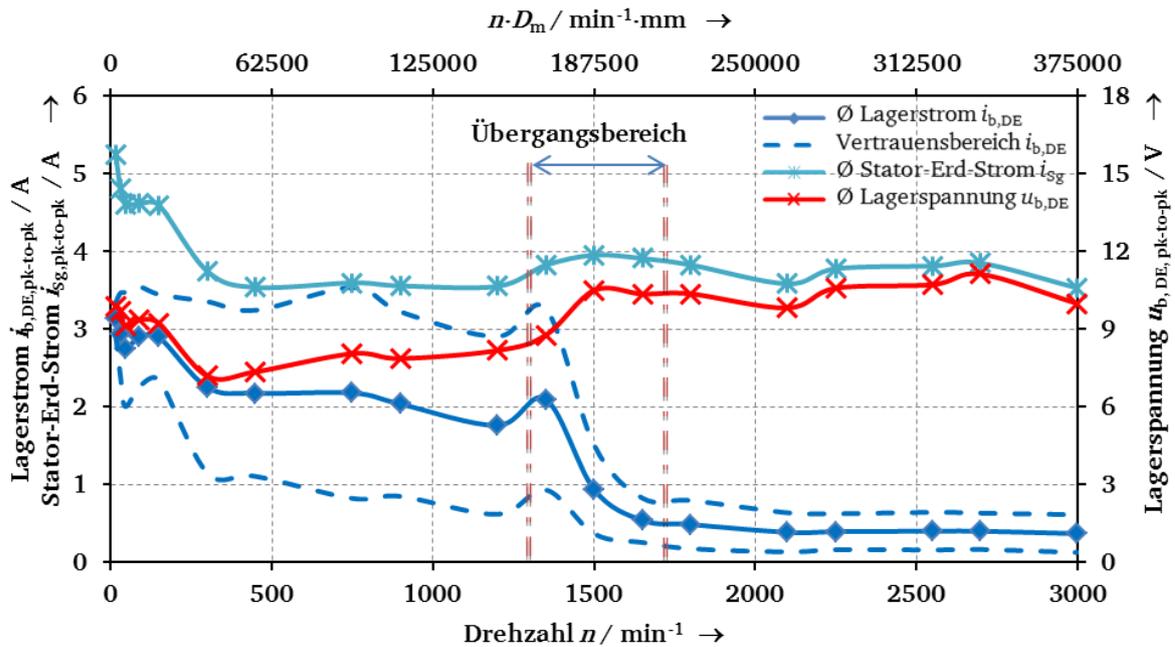


Abbildung 4-22: Wie Abbildung 4-20, jedoch mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 90\text{ }^\circ\text{C}$ [96]

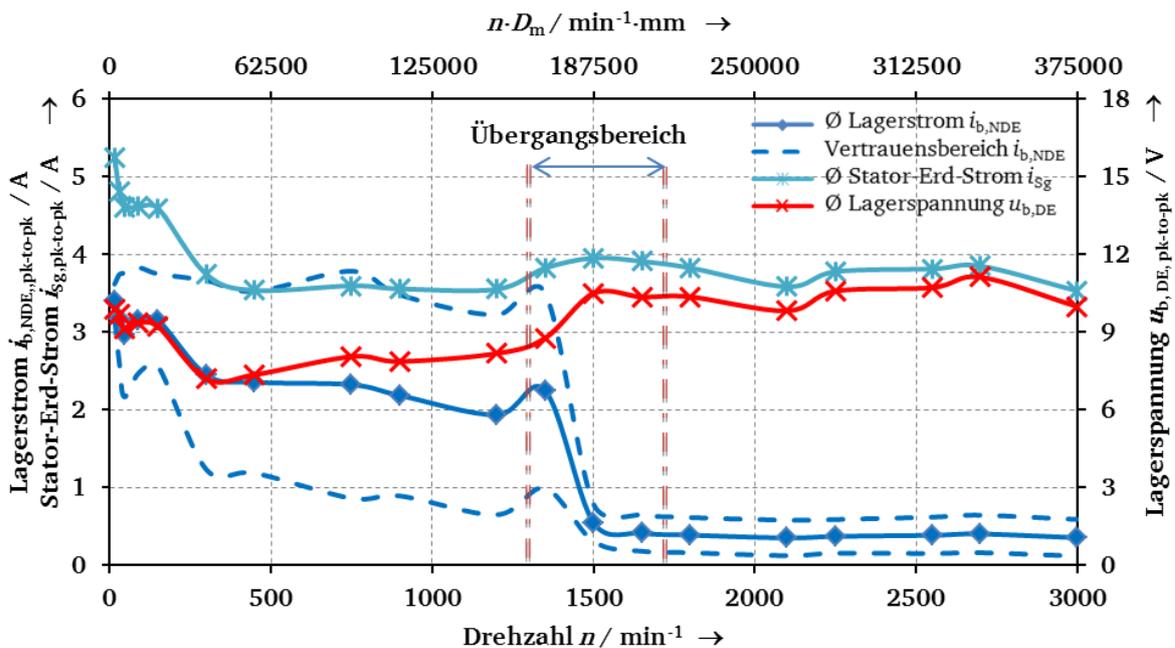


Abbildung 4-23: Wie Abbildung 4-21, jedoch mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 90\text{ }^\circ\text{C}$ [96]

Wie die Abbildungen 4-18 bis 4-23 zeigen, sind die gemessenen Zirkular-Lagerströme auf der Antriebsseite und der Nichtantriebsseite wegen des Kreisstromcharakters (bis auf die Gegenphasigkeit) identisch. Aufgrund des gleichen Lagertyps 6316 C3 auf der Antriebs- und Nichtantriebsseite des Motors M110_3 werden daher nur noch die Messergebnisse für die Antriebsseite dargestellt. Die Messergebnisse der Nichtantriebsseite sind dem Anhang B3 angefügt.

4.3.2 Einfluss der radialen Lagerbelastung F_r

Untersucht wurden drei Werte der radialen Lagerbelastung (a: $F_r = 2,2$ kN, b: $F_r = 3$ kN, c: $F_r = 11$ kN, stets bei $F_a = 1$ kN und einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60$ °C). Die höchste radiale Lagerbelastung 11 kN stellt die maximal einstellbare Kraft am Prüfstand dar. Die eingestellte Radialkraft ist die tatsächlich gemessene Kraft am Prüfstand. Es wurden für die Rückrechnung keine Aufschläge für eventuell dynamische Kräfte durch den Riementrieb berücksichtigt.

Bei Drehzahlen oberhalb von 2500 min^{-1} sank die eingestellte radiale Lagerkraft stetig auf $10,25 \text{ kN}$ bei 3000 min^{-1} . Diese Reduktion der Kraft ist durch die auf den Riemen wirkenden Fliehkräfte bedingt. Eine Erhöhung der radialen Lagerbelastung war daher ab 2500 min^{-1} nicht mehr möglich. In den Abbildungen 4-20 und 4-21 sind die Messwerte mit minimaler radialer Lagerbelastung $2,2 \text{ kN}$ dargestellt, welche sich aus dem Rotorgewicht allein ergibt. Die Messergebnisse mit erhöhter radialer Belastung (Abbildung 4-24, Abbildung 4-25) zeigen, dass sich der Übergangsbereich vom Zirkular-Lagerstrom zum EDM-Lagerstrom nicht wesentlich verschiebt.

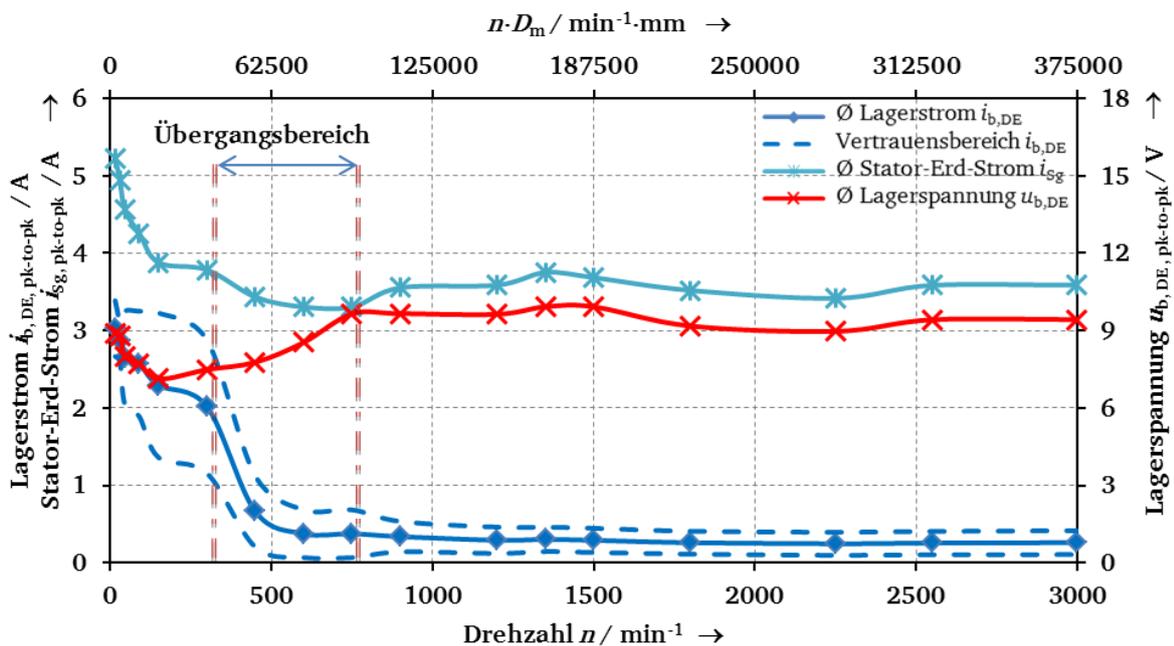
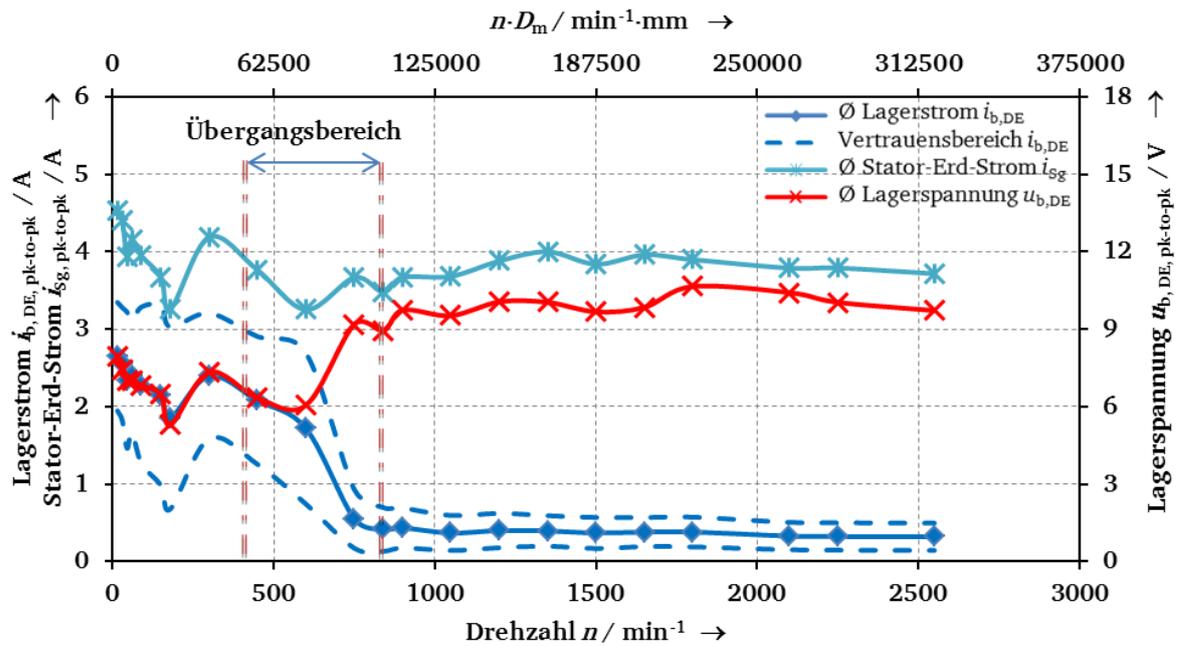
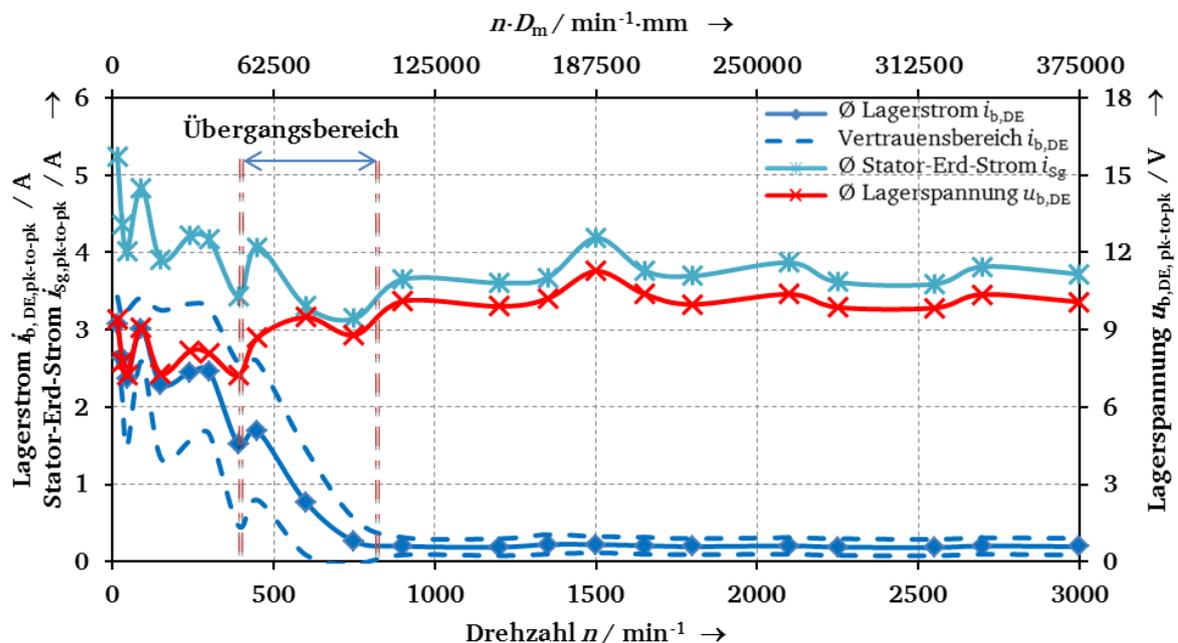


Abbildung 4-24: Gemessener pk-to-pk-Lagerstrom, Stator-Erd-Strom und pk-to-pk-Lagerspannung an der Antriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_3, Lagertyp DE: 6316 C3, Lagertyp NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1, Schaltfrequenz 4,5 kHz, Pulsmuster AVM 60°, 10 m geschirmtes Kabel, U/f-Steuerung, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60$ °C, axiale Lagerbelastung $F_a = 1$ kN, radiale Lagerbelastung $F_r = 3$ kN [96]


 Abbildung 4-25: Wie Abbildung 4-24, jedoch radiale Lagerbelastung $F_r = 11 \text{ kN}$ [96]

4.3.3 Einfluss der axialen Lagerbelastung: $F_a = 0$

Die Untersuchung des Einflusses verschwindender axialer Lagerbelastung $F_a = 0$ erfolgte bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$ (eingestellte radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$).


 Abbildung 4-26: Wie Abbildung 4-24, jedoch ohne axiale Lagerbelastung ($F_a = 0$), radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$ [96]

Die Versuchsergebnisse ohne axiale Lagerbelastung zeigen im Vergleich zu den Ergebnissen mit $F_a = 1 \text{ kN}$, dass sowohl der Übergangsbereich vom Zirkular-Lagerstrom hin zum EDM-Lagerstrom als auch die Zirkular-Lagerstromwerte selbst unverändert bleiben. Unterschiede zeigten der Verlauf des gemessenen Mittelwerts der Lagerspannung und des pk-to-pk-

Mittelwerts des Stator-Erd-Stromes. Die Lagerspannung liegt ohne axiale Belastung im Drehzahlbereich oberhalb von 1000 min^{-1} im Mittel um ca. 3 V niedriger als mit axialer Belastung $F_a = 1 \text{ kN}$. Der Stator-Erd-Strom liegt oberhalb der Drehzahl von 1000 min^{-1} um ein Ampere niedriger mit $F_a = 1 \text{ kN}$. Bei erhöhter axialer Lagerbelastung nimmt die Anzahl an parallelen Kontakten, aufgrund der Vergrößerung der Lastzone, zu, wie dies in Kapitel 7 beschrieben wird.

4.3.4 Einfluss der Unwucht

Es wurde untersucht, inwieweit die Wahl der Auswucht-Güteklasse die Höhe der Zirkularströme beeinflusst. Alle eingesetzten Motoren sind für die Güteklasse 2,5 gewuchtet worden. Beim ersten Versuch wurde durch zusätzliche Rotor-Unwucht-Massen auf Antriebs- und Nichtantriebsseite, die im gleichen Winkel montiert wurden, eine folglich zusätzliche statische Unwucht, gemäß Güteklasse 6,3 eingestellt. Beim zweiten Versuch wurden diese Massen auf Antriebs- und Nichtantriebsseite um 180° zueinander versetzt angebracht, um eine zusätzliche dynamische Unwucht zu erhalten. Die Versuchsergebnisse (Abbildung 4-21, Abbildung 4-27 und Abbildung 4-28) zeigen, dass trotz der höheren Unwucht der Übergangsbereich vom Zirkular-Lagerstrom hin zum EDM-Lagerstrom unverändert bleibt.

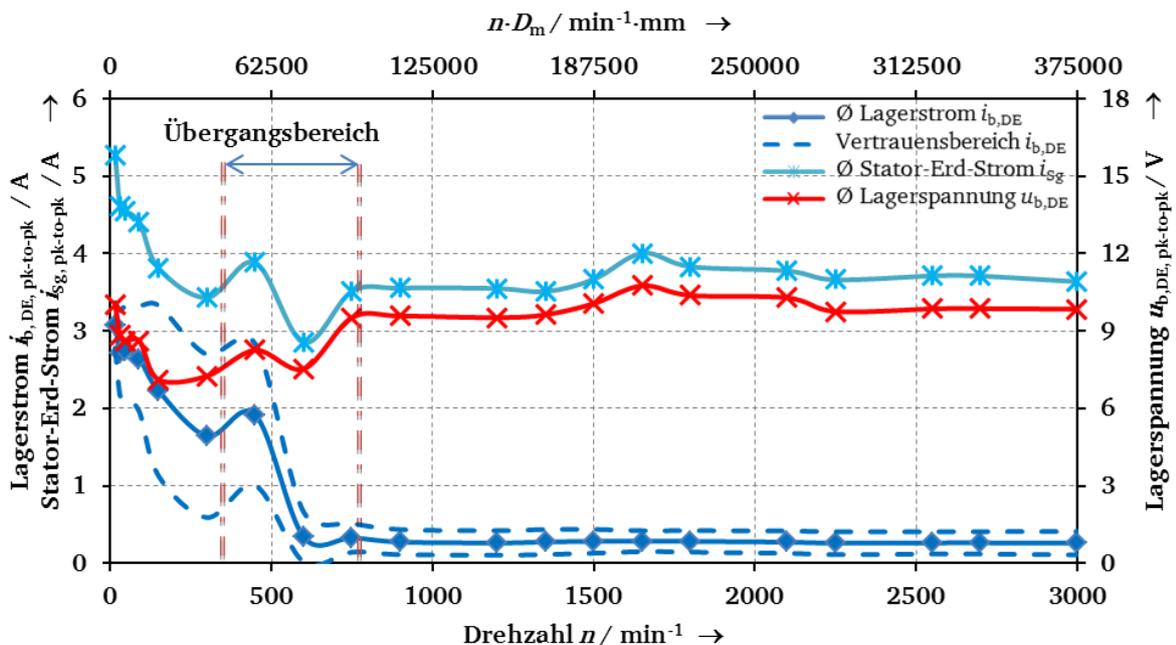


Abbildung 4-27: Gemessener pk-to-pk-Lagerstrom, Stator-Erd-Strom und pk-to-pk-Lagerspannung an der Nichtantriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_3, Lagertyp DE: 6316 C3, Lagertyp NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1, Schaltfrequenz 4,5 kHz, Pulsmuster AVM 60° , 10 m geschirmtes Kabel, U/f-Steuerung, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60^\circ \text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$, statische Zusatz-Unwucht 1657,5 gmm [96]

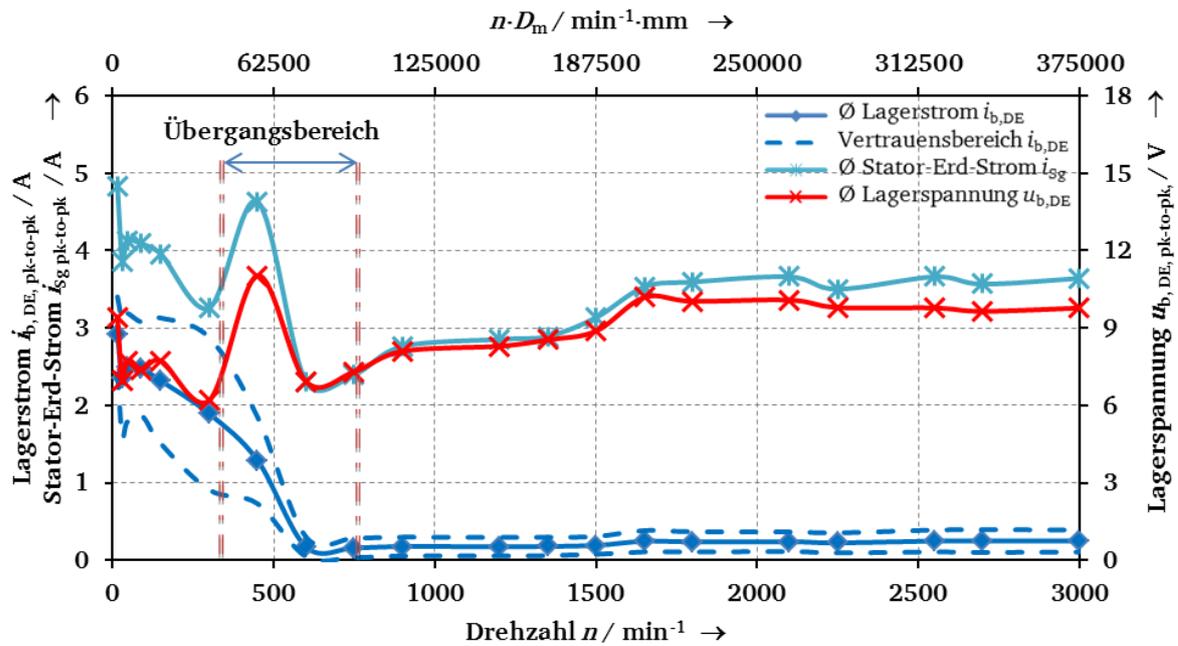


Abbildung 4-28: Wie Abbildung 4-27, jedoch statt der zusätzlichen statischen nun eine zusätzliche dynamische Unwucht 1657,5 g mm [96]

Wesentliche Unterschiede zeigen sich in der Lagerspannung als halbe Wellenspannung über der Drehzahl. Im Drehzahlbereich kleiner als 500 min^{-1} , in dem Zirkularlagerströme auftreten, beträgt bei allen drei Versuchen die Lagerspannung ca. 7 V. Ab einer Drehzahl von 1000 min^{-1} sind die Messwerte der maximalen Lagerspannung bei der Güteklasse 2,5 bei ca. 14 V konstant.

Dies ist bei den zwei Versuchen mit der Güteklasse 6,3 nicht der Fall. Im Fall der statischen Unwucht beträgt die Lagerspannung ca. 10 V und ist im Verlauf nicht annähernd so konstant wie bei der Güteklasse 2,5. Beim Versuch mit der dynamischen Unwucht (Güteklasse 6,3) steigt die Lagerspannung proportional mit der Drehzahl und liegt bei 1000 min^{-1} sechs Volt niedriger als bei dem Versuch mit der Güteklasse 2,5. Anhand der durchgeführten Versuche ist festzustellen, dass die Unwucht keinen Einfluss auf die Höhe des Zirkular-Lagerstroms hat, wohl aber einen gewissen Einfluss auf die Lagerspannung, aber nur in jenem Drehzahlbereich der Vollschröpfung, in dem EDM-Lagerströme auftreten.

4.3.5 Einfluss des Schmierstoffs

Wie die Untersuchung der Betriebsparameter am Schmierstoff G1 in den Kapiteln 4.3.1 bis 4.3.4 zeigt, haben die Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ den stärksten Einfluss auf die Zirkular-Lagerströme. Aus diesem Grund wurden die Messungen für die Schmierstoffe G2 ... G5 nur in Abhängigkeit von „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ mit einer radialen Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$ und mit einer axialen Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$ durchgeführt. Die Messergebnisse zeigen, dass für die niederohmigen Schmierstoffe (G2: Anhang B3, G4: Abbildung 4-29) und beim mittelohmigen Schmierstoff G3 (Abbildung 4-30) Zirkular-Lagerströme über den gesamten Drehzahlbereich ($0 \dots 3000 \text{ min}^{-1}$) bereits bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60 \text{ °C}$ auftreten. Wie beim Schmierstoff G1 sind größere gemessene pk-to-pk-Zirkular-Lagerstrom-Werte mit den niederohmigen Schmierstoffen G2 und G4 mit zunehmender Lagertemperatur festzustellen.

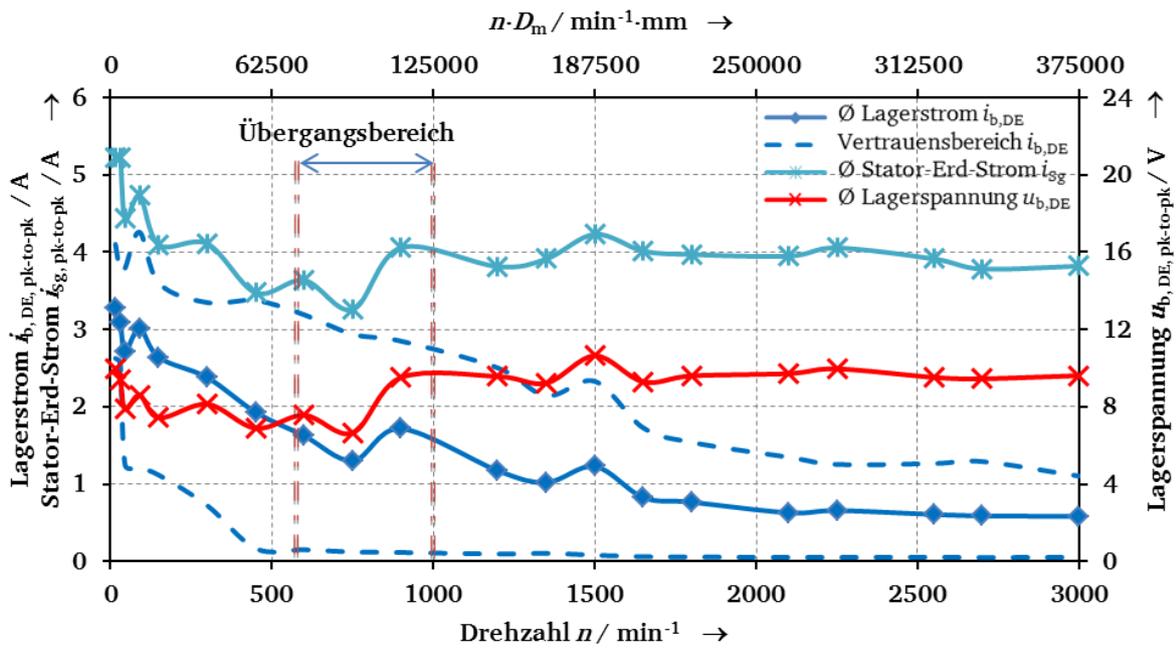


Abbildung 4-29: Gemessener pk-to-pk-Lagerstrom, Stator-Erd-Strom und pk-to-pk-Lagerspannung an der Antriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_3, Lagertyp DE: 6316 C3, Lagertyp NDE: 6316 C3, Schmierstoff G4, Schaltfrequenz 4,5 kHz, Pulsmuster AVM 60°, 10 m geschirmtes Kabel, U/f-Steuerung, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1\text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2\text{ kN}$

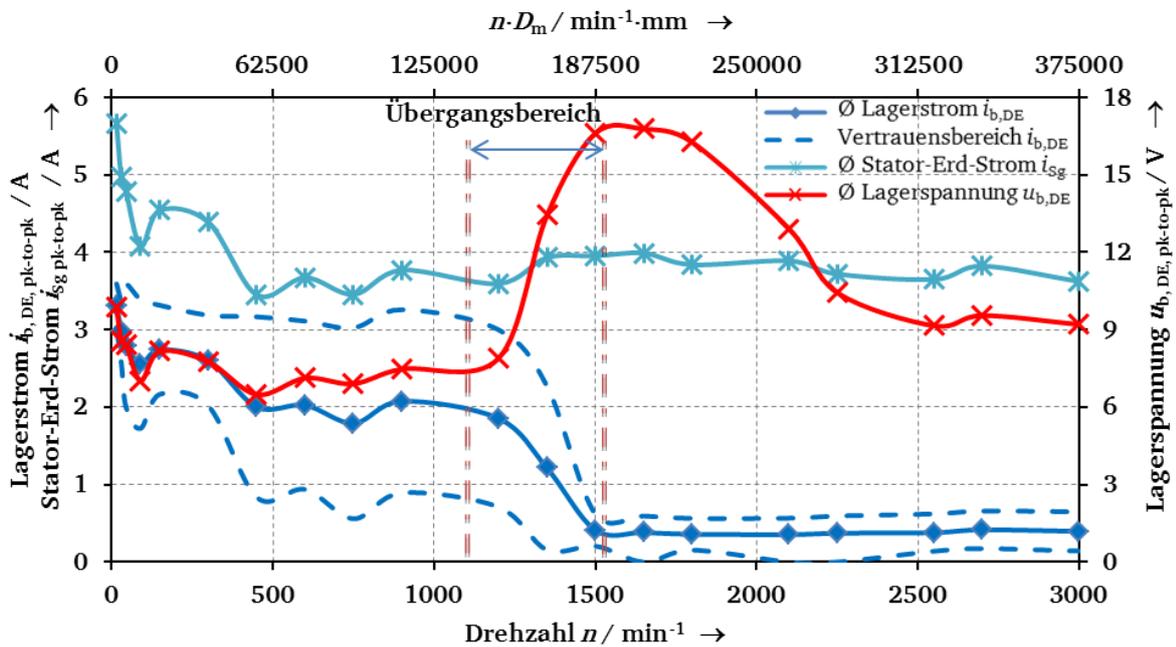


Abbildung 4-30: Wie Abbildung 4-29, jedoch Schmierstoff G3

Mit Zunahme der Lagertemperatur reduziert sich die Schmierfilmhöhe und der sich im Lager einstellende Schmierzustand verändert sich, z. B. für 1500 min^{-1} , von Vollschröpfung hin zur Mischreibung. Damit sinkt die Lagerimpedanz (Kapitel 7). Beim Schmierstoff G4 (Abbildung 4-29) bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$ bis ca. 750 min^{-1} tritt eine niedrigere gemessene Lagerspannung U_b von ca. 7,5 V auf als im Bereich der Vollschröpfung, in der eine Lagerspannung von ca. 10 V auftritt. Dieses Verhalten ist sowohl für die nieder- als auch die hochohmigen Schmierstoffe zu erkennen. Besonders ausgeprägt zeigte sich dieser Effekt beim Schmierstoff G3.

Tabelle 4-6: Vergleich der Übergangsbereiche für die Schmierstoffe G1...G5 bei den Zirkular-Lagerstromversuchen bei den mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$ und 90°C , axiale Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$

Schmierstoff	G1	G2	G3	G4	G5
Mittlere Lagertemperatur	$\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$				
Drehzahl-Übergangsbereich Mischreibung zu Vollschnierung (1/min)	450 ... 750	600 ... 1100	1200 ... 1350	750 ... 900	450 ... 600
Mittlere Lagertemperatur	$\vartheta_{mb} = 90^\circ\text{C}$				
Übergangsbereich (1/min)	1200 ... 1500	1800 ... 2100	2550 ... 2700	1200 ... 1350	1650 ... 1800

Bei den Versuchen mit dem Schmierstoff G3 ist der Übergang vom Mischreibungszustand in die Vollschnierung gut sichtbar (Abbildung 4-30). Hier ändert sich die Lagerspannung von ca. 7,5 V in der Mischreibung hin zu 16 V im Bereich mit Vollschnierung. Mit zunehmender Drehzahl nimmt der Schmierfilm dann aufgrund des Starvation-Effekts wieder ab [36]. Dies ist aufgrund der hohen Umfangsgeschwindigkeit der Wälzkörper erklärbar.

Nach Kapitel 7.2 bildet der Schmierstoff G3 den dünnsten Schmierfilm im Vergleich zu den anderen untersuchten Schmierstoffen aus. Daher ist der Übergang des Schmierzustandes beim Schmierstoff G3 stets bei höheren Drehzahlen festzustellen, als dies für die anderen Schmierstoffe der Fall ist (Tabelle 4-6). Im hohen Drehzahlbereich, ohne Zirkular-Lagerströme, traten für den Schmierstoff G5 ausschließlich kapazitive Lagerströme auf. Im Fall vom Schmierstoff G1 waren keine kapazitiven Lagerströme im höheren Drehzahlbereich festzustellen.

Die Größe der Zirkular-Lagerströme ist vom Schmierstofftyp abhängig. In Abhängigkeit der Drehzahl unterscheidet man den Mischreibungs- und den Vollschnierungsbereich. Im Vollschnierungsbereich treten keine Zirkular-Lagerströme auf. Die Übergangsdrehzahl von Mischreibungs- zum Vollschnierungsbereich hängt auch vom Schmierstofftyp ab. Somit kann über die geeignete Wahl des Schmierstoffs der Drehzahl-Bereich mit Zirkular-Lagerströmen verringert werden. Niederohmige-Schmierstoffe sind dabei aber keine Alternative, da diese es dem Zirkular-Lagerstrom ermöglichen, unabhängig vom gewählten Betriebsparametern, insbesondere der Drehzahl, zu fließen.

4.3.6 Interpretation der Messergebnisse

Die Messergebnisse der Zirkular-Lagerströme zeigen, dass der Betriebsparameter „Drehzahl“ und die Lagertemperatur den größten Einfluss auf die pk-to-pk-Werte haben. Zirkular-Lagerströme treten bei den niederohmigen (G2, G4) über dem gesamten Drehzahlbereich auf. Beim mittelohmigen Schmierstoff G3 treten die Zirkularlagerströme bei einer mittleren Lagertemperatur von 60°C bis zur Nenndrehzahl von 1500 min^{-1} auf. Mit zunehmender Lagertemperatur verschiebt sich diese Grenze hin zu höheren Drehzahlen. Nur bei den hochohmigen Schmierstoffen G1 und G5 treten Zirkular-Lagerströme nur im unteren Drehzahlbereich auf, solange kein vollständiger Schmierfilm aufgebaut ist. Änderungen der

axialen und radialen Lagerbelastung führten nicht zu Änderungen des Zirkularlagestroms für sonst gleiche Lagertemperatur und Drehzahl. Gleichfalls konnte kein Einfluss der Unwucht auf die Größe des Zirkular-Lagerstroms festgestellt werden.

4.4 Fazit aus den Vorversuchen

Die Ergebnisse der Vorversuche zeigen eindeutig, dass die Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ einen wesentlichen Einfluss auf die Ausbildung der Lagerströme haben. Unabhängig von der Lagerstromart haben die Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ den größten Einfluss auf die Höhe des Lagerstroms. Der Betriebsparameter „Lagertemperatur“ bewirkt eine Änderung der dynamischen Viskosität des Schmieröls. Weiter hat die Wahl des Schmierstoffs einen Einfluss auf die Höhe des Lagerstroms. Alle Vorversuche zeigen, dass sowohl die Lagerstromamplitude als auch die Lagerstromhäufigkeit direkt abhängig von der Schmierfilmhöhe sind. Entsprechend [41] haben die Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ über ihren Einfluss auf die Schmierfilmhöhe den größten Einfluss.

Die Berechnung der Schmierfilmhöhe und des Schmierfilmzustands (Kapitel 7) zeigen, dass mit diesem rechnerischen Ansatz Betriebsbereiche mit EDM- und Zirkular-Lagerströmen vorhergesagt werden können.

Beispiel: EDM-Lagerströme [96]

Am Beispiel der Messung aus Abbildung 4-4 für eine radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$ und eine axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$ in Abhängigkeit der Drehzahl (Schrittweite 150 min^{-1}) und Lagertemperatur (Schrittweite 10 K) wird der Bereich, in welchem EDM-Lagerströme auftreten, für eine mittlere Lagertemperatur von 60 °C (auch Abbildung 4-1) und 90 °C berechnet. Der Vergleich zur Messung zeigt gute Übereinstimmung mit dem berechneten Drehzahlbereich, in dem EDM-Lagerströme gemessen worden sind. Zur Berechnung wird aufgrund der geringen Laufzeit der Lager bei den Stichprobenversuchen der quadratische Mittenrauwert eines neuen Lagers (Mittenrauwert R_q ; Innenring $R_{q,i} = 0,04 \text{ }\mu\text{m}$, Außenring $R_{q,a} = 0,03 \text{ }\mu\text{m}$, Wälzkörper $R_{q,w} = 0,02 \text{ }\mu\text{m}$) angenommen. Die Messwerte der mittleren Durchschlagsfestigkeit $E = 41,66 \text{ kV/mm}$ mit einer Streuung σ von $2,1 \text{ kV/mm}$ sind dem Kapitel 2.2.3 für den Schmierstoff G1 entnommen. Alle Berechnungen des Schmierfilmzustands wurden für den Außenring durchgeführt. Für die über dem Lager auftretende elektrische Spannung wurde der maximale Wert aus der Messung verwendet (für eine mittlere Lagertemperatur 60 °C : 22 V ; für 90 °C : $17,5 \text{ V}$). Für die Lagertemperatur von 60 °C sind EDM-Lagerströme im Drehzahlbereich von 450 bis 1650 min^{-1} messtechnisch festgestellt worden.

Die untere Drehzahlgrenze für das Auftreten von EDM-Lagerströmen ist der Übergangsbereich ($3 < \lambda < 5$) der Mischreibung ($3 < \lambda$) hin zur Vollschmierung ($\lambda > 5$). Die untere Drehzahlgrenze wurde mit 410 min^{-1} (Messwert 450 min^{-1}) berechnet und deckt sich folglich mit den Messergebnissen. Die obere Drehzahlgrenze ist bestimmt durch die Durchbruchspannung des Schmierfilms in Abhängigkeit der über dem Lager abfallenden elektrischen Spannung und der Durchschlagsfeldstärke des additivierten Grundöls des Schmierstoffs. Die obere Grenze errechnet sich zu 1550 min^{-1} (Messwert 1650 min^{-1}) und deckt sich ebenfalls annähernd mit den Messergebnissen.

Eine zweite Berechnung ist für eine mittlere Lagertemperatur von 90 °C durchgeführt worden. Die untere Drehzahlgrenze errechnet sich hier zu 1035 min^{-1} und die obere Drehzahlgrenze mit der maximal im Versuch aufgetretenen Lagerspannung von $17,5 \text{ V}$ zu 2750 min^{-1} . Der

obere Grenzwert deckt sich gut mit dem Messwert mit der Drehzahl von 2600 min^{-1} , jedoch wird der untere Grenzwert im Vergleich zum Messwert ($n = 500 \text{ min}^{-1}$) deutlich überschätzt.

Beispiel: Zirkular-Lagerströme [96]

Die Betriebsbereiche mit Zirkular-Lagerströmen werden für die Messung am 110 kW-Motor M110_3 in Abhängigkeit der Drehzahl bei einer mittleren Lagertemperatur von 60 °C bei einer radialen Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$ und einer axialen Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$ rechnerisch bestimmt (Abbildung 4-20). Die Berechnung des Schmierfilms erfolgt für den Außenring bei Verwendung des quadratischen Mittenrauwerths eines neuen Lagers (quadratischer Mittenrauwert R_q : am Innenring $R_{q,i} = 0,04 \text{ }\mu\text{m}$, am Außenring $R_{q,a} = 0,03 \text{ }\mu\text{m}$, am Wälzkörper $R_{q,w} = 0,02 \text{ }\mu\text{m}$). Zirkular-Lagerströme treten bei Mangel- bzw. Mischreibung ($\lambda < 3$) auf. Der Bereich mit einer spezifischen Schmierfilmdicke λ zwischen 3 und 5 zeigt den Bereich, in dem der Übergang von Zirkular-Lagerstrom zu EDM-Lagerstrom (Grenzfindung siehe vorheriges Beispiel zum EDM-Lagerstrom) stattfindet, solange eine genügend große elektrische Spannung über dem Lager abfällt. Dabei wurde rechnerisch eine Durchschlagsfeldstärke von 41 kV/mm für den Schmierfilm verwendet, um eine gute Übereinstimmung zu den Messungen zu erreichen.

Für das ausgewählte Beispiel wurden bis zu einer Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$ Zirkular-Lagerströme und ab einer Drehzahl $n = 900 \text{ min}^{-1}$ nur noch EDM-Lagerströme gemessen. Die Vorausberechnung ergibt Zirkular-Lagerströme bis zu einer Drehzahl $n = 500 \text{ min}^{-1}$. Ab einer Drehzahl $n = 1060 \text{ min}^{-1}$ sollte Vollschmierung ($\lambda > 5$) vorliegen. Die berechneten Bereiche mit Zirkular-Lagerströmen stimmen brauchbar mit den Messwerten überein. Die genauere Überprüfung von Vorhersage und Messung benötigt eine erhöhte Anzahl an Messstützstellen.

Die Versuche zeigen, dass nahezu jede drehzahlvariable Anwendung Betriebsbereiche durchläuft, in denen EDM- bzw. Zirkular-Lagerströme (diese erst bei größeren Motoren, typischerweise ab 50 kW Bemessungsleistung auf 1500 min^{-1} [16]) auftreten können. Hierbei zeigen die niederohmigen Schmierstoffe G2 und G4 bei EDM-Lagerströmen ihre Wirksamkeit zur Verringerung dieser Ströme. Dafür treten Zirkular-Lagerströme bei niederohmigen Schmierstoffen über den gesamten untersuchten Drehzahlbereich (bis 3000 min^{-1}) auf. Bei Rotor-Erd-Lagerströmen sind keine großen Unterschiede für hoch- und niederohmige Schmierstoffe feststellbar. Jedoch treten bei den einzelnen Schmierstoffen die Rotor-Erd-Lagerströme mit unterschiedlicher Häufigkeit auf. Es zeigt sich, dass sich auch die niederohmigen Schmierstoffe G2 und G4 unterscheiden. Es stellen sich die niedrigsten Rotor-Erd-Ströme bei den Schmierstoffen G2 und G3 ein, die auf Esteröl basieren. Beide Schmierstoffe haben rechnerisch den dünnsten Schmierfilm und neigen eher zur Mischreibung. Die Betrachtung des Lagerwiderstands bei EDM-Lagerströmen (also des Lichtbogen-Kanalwiderstands) oder bei Rotor-Erd-Strömen zeigt, dass bei den Schmierstoffen mit den kleinsten Widerständen, bezogen auf dieselbe Schmierfilmdicke, die geringsten Lagerstromamplituden auftreten.

Aus den Vorversuchen selbst kann nicht auf das Schädigungs- und Betriebsverhalten für den Langzeitbetrieb geschlossen werden. Deshalb wurden basierend auf den hier vorgestellten Messergebnissen die Betriebsparameter für Dauerversuche ausgewählt. Für die EDM- und Rotor-Erd-Lagerströme bei den Lagergrößen 6205 C3 und 6209 C3 wurden die Lagertemperaturen 60 °C und 100 °C ausgewählt. Bei den Zirkular-Lagerströmen wurden die Lagertemperaturen 45 °C und 70 °C gewählt. Als Drehzahlwerte für EDM- und Rotor-Erd-Lagerstromdauerversuche wurden $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, die Motorennendrehzahl, und die

Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$ gewählt. Die Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$ ergibt nämlich rechnerisch die untere Grenze zum Mischreibungsgebiet ($3 < A$). Für die Zirkular-Lagerströme wurde eine relative niedrige Drehzahl $n = 300 \text{ min}^{-1}$ festgelegt, da die Zirkular-Lagerströme nur hier im Bereich der Mischreibung auftreten. Die minimale radiale Lagerbelastung entspricht dem Eigengewicht des Rotors. Als größte radiale Lagerbelastung wurde das Dreifache der Rotoreigengewichtskraft gewählt. Nur bei den 1,5 kW-Asynchronmaschinen wurde das 4,2-fache der minimalen Lagerbelastung gewählt, da bei einer niedrigeren Lagerbelastung die Riemen sehr unruhig liefen. Als kleinste axiale Lagerbelastung wurde die werkseitig eingestellte Lagervorspannung als axiale Lagerbelastung verwendet. Als Höchstwert sollte dann die dreifache axiale Lagerbelastung eingestellt werden.

Im Fall der 1,5 kW-Motoren zeigte sich bei der späteren Vermessungen der Federkonstanten der Vorspannfedern [96], dass die Federkonstante stark von den Werten im verwendeten Datenblatt nach oben abweicht und somit das 7-fache der werkseitigen Lagervorspannung als Höchstwert an den Lagern anlag. Bei den 110 kW-Asynchronmotoren konnte aus baulichen Gründen (siehe Kapitel 3.1.3) bei den Dauerversuchen nur maximal die doppelte axiale Lagerbelastung des Nominalwertes der Werkseinstellung eingestellt werden.

5 Dauerversuche

Mit den Erkenntnissen der Vorversuche (Kapitel 4) wurden für die Dauerversuche sechzehn Kombinationen aus „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“ und den Lagertypen 6205 C3 und 6209 C3 für die EDM- und die Rotor-Erd-Lagerstromversuche ausgewählt. Die gewählte Versuchsdauer betrug zunächst 500 Betriebsstunden. Die EDM-Lagerstrom-Dauerversuche zeigten jedoch nach 500 Betriebsstunden keine Riffelbildung, sodass für ausgewählte Betriebsparameterkombinationen die Versuchsdauer auf bis zu 2000 Betriebsstunden erhöht wurde, um wegen der geringen Lagerstromdichten ggf. Riffelbildung zu bewirken. Auch bei diesen Versuchen und wie beim drehzahlvariablen Versuch konnte jedoch keine Riffelbildung festgestellt werden. Es trat häufig aber eine matte Laufspur als Oberflächenveränderung der Lager auf.

Dieselben Betriebsparameterkombinationen zeigten bei den Rotor-Erd-Lagerströmen zunächst ebenfalls ähnliche Schadensbilder auf. Jedoch musste bei den ersten Rotor-Erd-Lagerstromdauerversuchen festgestellt werden, dass der Rotor-Erd-Lagerstrom je nach aktueller Impedanz des jeweiligen Lagers den Strompfad zwischen antriebsseitigen und nichtantriebseitigen Lager wechselte. Eine exakte Analyse des Rotor-Erd-Lagerstroms ist aber nur dann möglich, wenn dieser definiert über ein Lager fließt. Daher wurde das NDE-Lager isoliert. Das Prüflager war dann das DE-Lager, über das der gesamte Rotor-Erd-Strom floss. Über zusätzliche Parallelkapazitäten zur Ständerwicklungsisolierung (ausgeführt als Wechselstromkondensatoren zwischen Motorklemmen und Motorgehäuse) wurde der Rotor-Erd-Strom soweit erhöht, dass die Lager-Stromdichte über 1 A/mm^2 lag. Beim sich natürlich einstellenden Rotor-Erdstrom liegt diese deutlich darunter, wie dies Kapitel 4.2 zeigt. Mit der Erhöhung der Versuchsdauer auf 1000 Betriebsstunden sowie mit der Verdopplung der Schaltfrequenz auf 10 kHz und den relativ hohen Lager-Stromdichten von $1 \dots 4 \text{ A/mm}^2$ traten in mehreren Fällen Riffelbilder auf den Laufspuren der Lager auf.

Die Versuchsdauer mit Zirkular-Lagerströmen wurde bei $n = 300 \text{ min}^{-1}$ auf 2000 Betriebsstunden festgelegt, da die sich einstellende natürliche scheinbare Lagerstromdichte maximal $0,3 \text{ A/mm}^2$ betragen hat. Da die Lager-Stromdichten deutlich unter 1 A/mm^2 lagen, traten wiederum keine Riffelbilder auf. Wegen der relativ langen Versuchsdauer konnten nicht alle Kombinationen der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“ untersucht werden.

EDM-Ströme und Zirkular-Lagerströme lassen sich durch äußere Eingriffe, wie zusätzliche Kondensatoren in der Wicklung, nicht beeinflussen. Deshalb muss bei diesen Stromarten die sich natürlich einstellende Lagerstromgröße und damit die sich natürlich einstellende Lagerstromdichte bei Dauerversuchen verwendet werden.

Im Fall von Zirkular-Lagerströmen steigt zwar aufgrund der Parallelkondensatoren der Stator-Erd-Strom an, aber ein Teil dieses Erdstroms wird nun außerhalb der E-Maschine über die Parallelkondensatoren und das Statorgehäuse gegen Erde abgeleitet. Der von diesem Stromanteil erregte magnetische HF-Ringfluss ist nicht mit der „Schleife“ DE-Lager – DE-Lagerschild – Statorpaket – NDE-Lagerschild – NDE-Lager – Welle mit Rotor magnetisch verkettet und induziert dort keine HF-Wellenspannung. Daher tritt kein zusätzlicher Zirkularstrom (Kreisstrom) zum sich natürlich einstellenden Zirkularstrom in der obig genannten Schleife auf [16].

Bei den Rotor-Erd-Strom-Versuchen ist es hingegen möglich, künstlich die HF-Lagerstromdichte in den Lagern bei realer Einbau- und Betriebssituation, ähnlich wie bei synthetischen Prüfständen, zu erhöhen. Diese künstliche Erhöhung wurde genutzt, um Stromdichten im kritischen Bereich von mehr als 1 A/mm^2 einzustellen.

5.1 EDM-Lagerströme

Die EDM-Lagerströme wurden zunächst an den 1,5 kW-Asynchronmotoren (Lagertyp 6205 C3) und an den 11 kW-Asynchronmotoren (Lagertyp 6209 C3) über 500 Betriebsstunden für den Schmierstoff G1 und für sechzehn Kombinationen der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axialer“ und „radialer Lagerbelastung“ (Kapitel 4.4, Anhang C1) untersucht. Bei allen durchgeführten Messreihen mit den sechzehn Kombinationen wurde kein Riffelbild auf den Lagerlaufflächen festgestellt. Die Betriebsparameterkombination „Setting 1“ (z. B. Lagertyp 6205 C3: $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, $F_r = 63 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$; Lagertyp 6209 C3: $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, $F_r = 240 \text{ N}$, $F_a = 325 \text{ N}$) zeigte nach 500 Betriebsstunden den höchsten Schädigungsgrad der Lauffläche. Daher wurde die Betriebsdauer für diese Betriebsparameterkombination zunächst auf 1000 Betriebsstunden, später auf 2000 Betriebsstunden, erhöht. Dabei wurden ebenfalls keine Riffel auf den Lagerlaufflächen festgestellt. Daher wurde ein drehzahlvariabler Versuch mit einer Betriebsdauer von 1000 h durchgeführt, da dies nach [36] die Anzahl an verursachten Kratern wesentlich erhöht. Wiederum wurde kein Riffelbild auf den Lagerlaufflächen gefunden. Abschließend wurden Dauerversuche über 1000 Betriebsstunden zum Vergleich der Schmierstoffe G1 ... G5 am Prüfstand 5 durchgeführt. Hier zeigte sich, dass bei Verwendung des leitfähigen Schmierstoffs G2 die geringste Oberflächenveränderung auftritt. Beim Schmierstoff G4 wurden Veränderungen der Lauffläche festgestellt, die aber nicht auf den EDM-Lagerstrom zurückzuführen sind, sondern auf den im Schmierstoff G4 enthaltenen Graphit. Der hochohmige Schmierstoff G5 und mittelohmige Schmierstoff G3 zeigten ähnliche Veränderungen der Lagerlaufflächen wie beim Schmierstoff G1.

5.1.1 Einfluss der Betriebsparameter (500 Betriebsstunden)

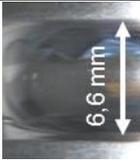
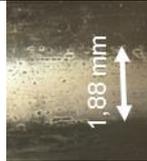
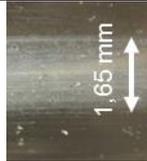
Der Einfluss der EDM-Lagerströme auf die Lagerlaufflächen wurde über 500 Betriebsstunden für die Lagertypen 6205 C3 (Prüfstand 2, Kapitel 3.1.4) und 6209 C3 (Prüfstand 4, Kapitel 3.1.4) für sechzehn Betriebsparameterkombinationen untersucht. In den Vorversuchen zeigte sich, dass insbesondere eine Erhöhung der axialen Lagerbelastung F_a zu einer Reduktion des pk-to-pk-Lagerstromwertes führt. Dieses Ergebnis sollte anhand der Dauerversuche bestätigt werden. In den Vorversuchen waren die Einflüsse der Betriebsparameter „Drehzahl“ und „Lagertemperatur“ am stärksten ausgeprägt. Über der Drehzahl nahmen die EDM-Lagerstromwerte erst zu, bis sie z. B. für den Schmierstoff G1 bei 60 °C Lagertemperatur ihr Maximum bei $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ erreichten, um dann mit zunehmender Drehzahl wieder zu sinken (Kapitel 4). Eine Erhöhung der Lagertemperatur führte zu einer Reduzierung der EDM-Lagerstromwerte, jedoch traten die Ströme nun über einem größeren Drehzahlbereich auf. Nachfolgenden werden die Ergebnisse für den Lagertyp 6205 C3 am Prüfstand 2-1 detailliert vorgestellt. Diese werden anschließend mit weiteren Ergebnissen des Lagertyps 6205 C3 und 6209 C3 verglichen. Alle weiteren Versuchsergebnisse sind im Anhang C2 beigelegt.

Einfluss der Lagertemperatur und Drehzahl

Die Messergebnisse zeigen, dass bei gleicher radialer und axialer Lagerbelastung (z. B. $F_r = 63 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$: Tabelle 5-1) die Drehzahl und die Lagertemperatur einen deutlichen Einfluss auf die Ausprägung der EDM-Lagerströme haben. Die Veränderung an der Lauffläche (Spurbreite der grauen Laufspur) spiegelt den Einfluss der Betriebsparameter gut wider. So zeigen die Versuche bei der Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ eine ausgeprägte graue Laufspur auf der Laufflächen des Innen- und Außenrings. Zum Teil sind sehr große Krater (z. B. 6205 C3-

Setting 1, Tabelle 5-1) im Bereich der Hauptlastzone des Lagers zu finden. Eine Erhöhung der Lagertemperatur ϑ_{mb} von $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ auf $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ bei der Drehzahl $n = 1500\text{ min}^{-1}$ (Tabelle 5-1: 6205 C3-Setting 1 und 6205 C3-Setting 3) führte zu einer Verringerung des EDM-Lagerstromwertes um 17 % und gleichzeitig zu einer Reduzierung der EDM-Lagerstrom-Häufigkeit um 25 %. Diese Reduzierung bestätigt die Ergebnisse aus den Vorversuchen. Bei der Drehzahl $n = 450\text{ min}^{-1}$ war aus den Vorversuchen (Abbildung 4-4) bekannt, dass sich für diese Drehzahl keine wesentliche Änderung des EDM-Lagerstromwertes einstellen sollte. Dies zeigte sich auch bei den Dauerversuchen. Im Gegensatz zu den Vorversuchen ist die EDM-Lagerstrom-Häufigkeit bei der Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ jedoch größer als bei der Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Tabelle 5-1: Vergleich der Dauerversuchsergebnisse mit EDM-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstand 2-1, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 63\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50\text{ N}$, Drehzahlen $n = 450\text{ min}^{-1}$ und 1500 min^{-1} , mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ }^{\circ}\text{C}$ oder $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ [95]

6205 C3-Setting	9	1	11	3
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N			
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N			
Drehzahl n	450 min^{-1}	1500 min^{-1}	450 min^{-1}	1500 min^{-1}
Lagertemperatur ϑ_{mb}	$62\text{ }^{\circ}\text{C}$	$58\text{ }^{\circ}\text{C}$	$100\text{ }^{\circ}\text{C}$	
Bild: Innenring				
Lagerspannung U_b	14,6 V	3,4 V	1,84 V	3,49 V
Standardabweichung σ_{Ub}	2,01 V	0,92 V	0,32 V	0,69 V
EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM,pk-to-pk}$	0,21 A	0,36 A	0,22 A	0,33 A
Standardabweichung σ_{ib}	0,05 A	0,11 A	0,08 A	0,11 A
Lagerstromdichte f_b	$0,33\text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$0,56\text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$0,34\text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$0,46\text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Energie je EDM-Strom $E_{b,EDM}$	4,47 nJ	6,8 nJ	2,27 nJ	6,42 nJ
Häufigkeit $N_{b,EDM,500h}$	$0,213\cdot 10^6$	$6555\cdot 10^6$	$1460\cdot 10^6$	$861\cdot 10^6$
Spurbreite Innenring b_i	-	1,88 mm	-	1,65 mm
Spurbreite Außenring b_a	-	1,83 mm	-	1,04 mm
Größter Krater $d_{k,i}(>3\text{ }\mu\text{m})$	-	0,16 mm	-	0,10 mm
Versuchsnummer	1_5EDM18.1	1_5EDM 5	1_5EDM11.1	1_5EDM10.1

Die Bewertung der Versuchsergebnisse für den Motor 2-1 hinsichtlich „Scheinbarer Lagerstromdichte f_b “, „Energie je EDM-Puls E “ und „EDM-Lagerstrom-Häufigkeit $N_{b,EDM,500h}$ “ zeigt, dass sowohl die „Scheinbare Lagerstromdichte“, als auch die „Energie je EDM-Puls“ sich gut als Bewertungsfaktoren eignen. Die eingetragene Gesamtenergie E_g kann aus der Multiplikation der „Energie je EDM-Puls“ und der „EDM-Lagerstrom-Häufigkeit“ bestimmt werden und kann ebenfalls als Bewertungsfaktor dienen. Somit ist die Auftrittshäufigkeit als Bewertungskriterium ebenfalls geeignet. Bei der „EDM-Lagerstrom-Häufigkeit“ ist auffällig, dass diese zumeist auf einer Lagerseite deutlich größer ist. Bei der Mehrheit der Versuche (z. B.: Abbildung 5-1: 9/12 Fälle) sind die „Laufspurbreite“ und die „Krateranzahl“ am deutlichsten ausgeprägt. Der Vergleich aller durchgeführten EDM-Lagerstrom-Versuche am Prüfstand 2 (Abbildung 5-1) für eine radiale Lagerbelastung $F_r = 63\text{ N}$ und axiale Lagerbelastung $F_a = 50\text{ N}$, bei den Drehzahlen $n = 450\text{ min}^{-1}$ und 1500 min^{-1} und den

Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$ und 100 °C bestätigt den Einfluss des Betriebsparameters „Drehzahl“ am Prüfstand 2-1.

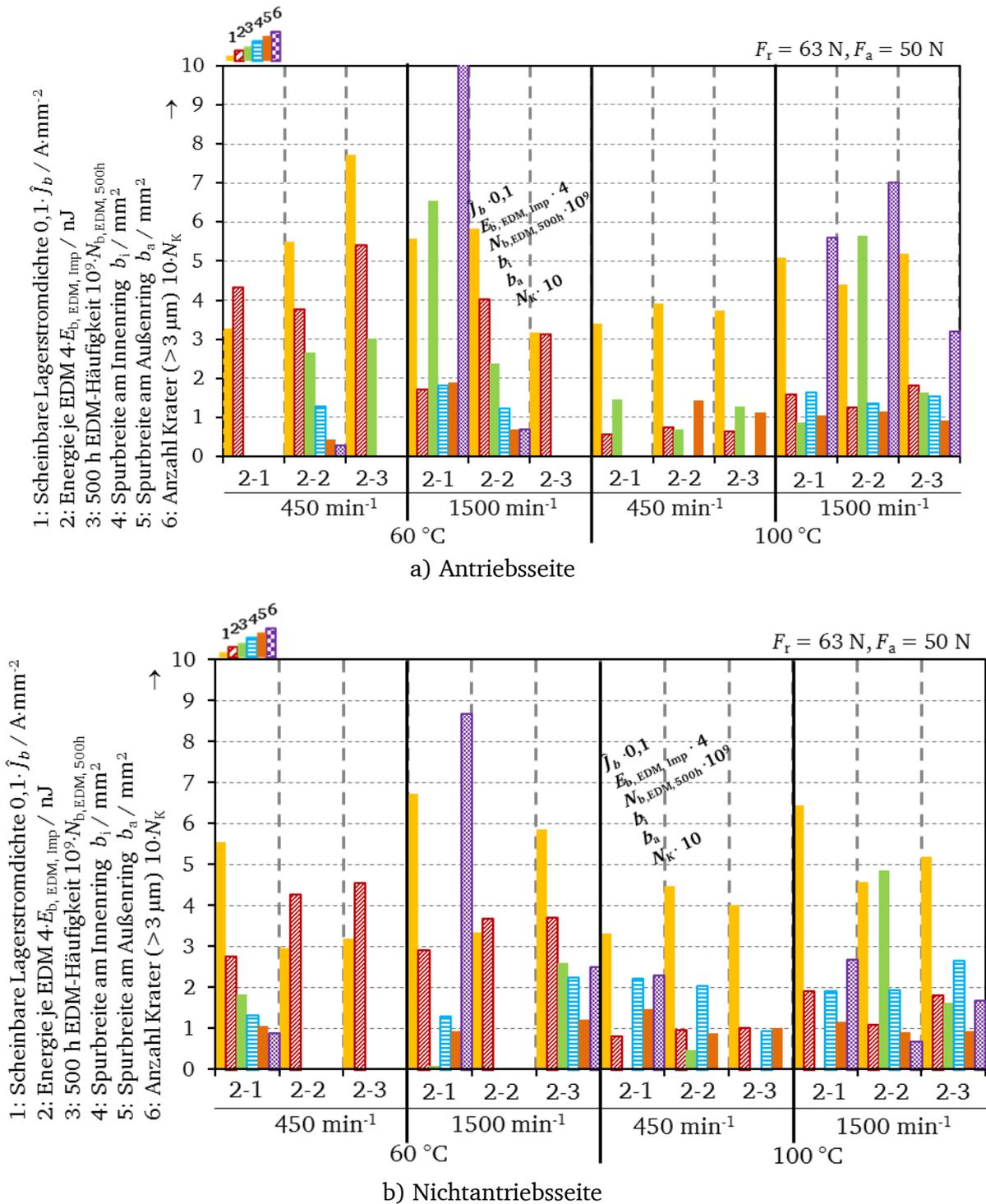
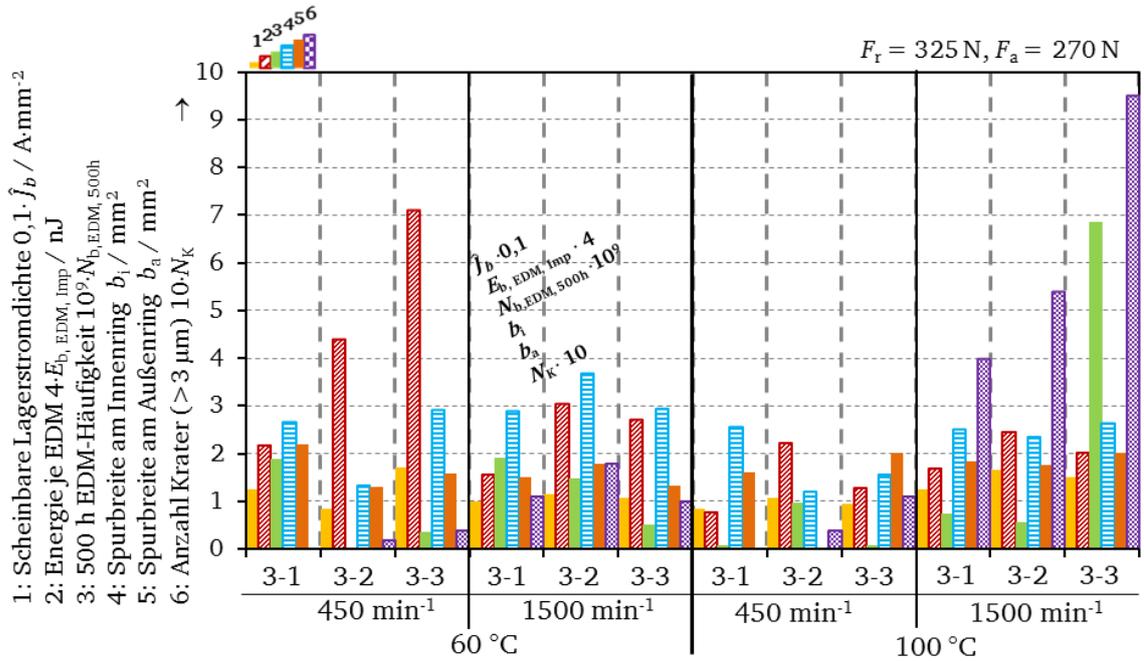


Abbildung 5-1: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der a) Antriebsseite und b) Nichtantriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 2-1 ... 2-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 63\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50\text{ N}$, Drehzahlen $n = 450\text{ min}^{-1}$ und 1500 min^{-1} , mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$ oder 100 °C [95]

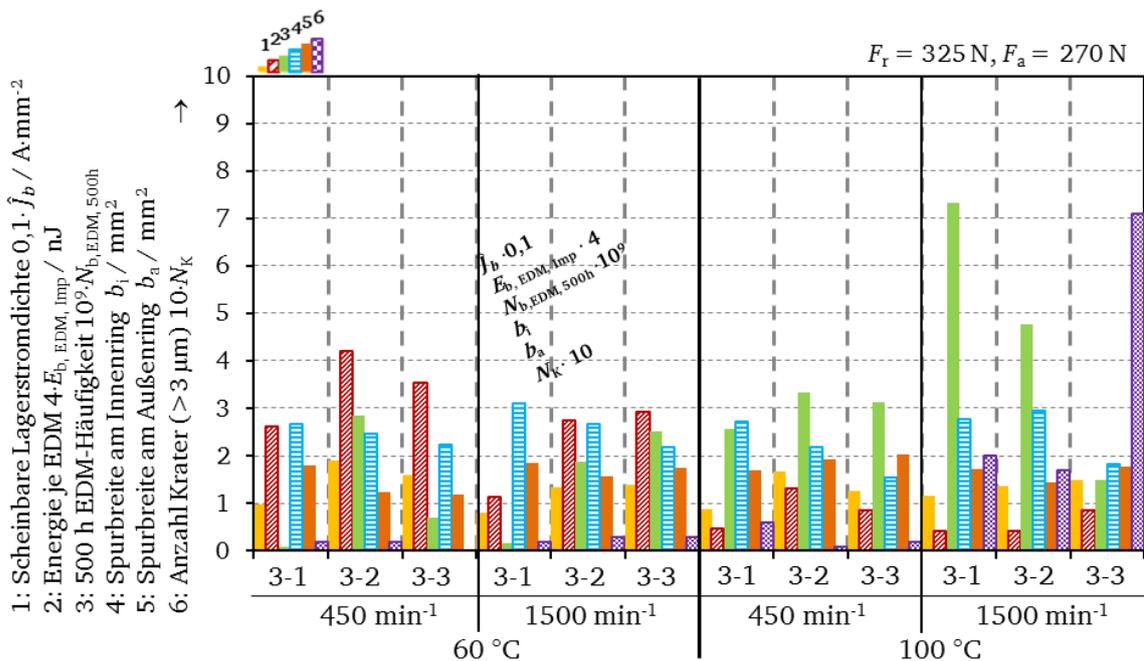
Der Vergleich der zwei Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$ und 100 °C bei der Drehzahl $n = 1500\text{ min}^{-1}$ zeigt, dass im Mittel die Laufspurbreiten und die Krateranzahl bei den Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 100\text{ °C}$ stärker ausgeprägt sind. Die Messergebnisse und die Analyse der Lager der Nichtantriebsseite (Abbildung 5-2 b)) führen zu den gleichen Ergebnissen. Im direkten Vergleich der Lager der Antriebsseite und der Nichtantriebsseite sind die Spurbreiten

und die Krateranzahl auf den Laufflächen der Antriebsseite stärker ausgebildet als auf der Nichtantriebsseite.

Die Abbildung 5-1 zeigt analog zu den Ergebnissen der anderen drei Belastungspaarungen ($F_r = 63 \text{ N}$, $F_a = 350 \text{ N}$; $F_r = 270 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$; $F_r = 270 \text{ N}$, $F_a = 350 \text{ N}$), dass die Lagerschädigungen zumeist auf einer Lagerseite (Antriebs- oder Nichtantriebsseite) deutlich ausgeprägter sind. Die Messungen am Lagertyp 6209 C3 (11 kW-Asynchronmotoren, Abbildung 5-2) bestätigen die Ergebnisse der Lagergröße 6205 C3 für den Schmierstoff G1.



a) Antriebsseite



b) Nichtantriebsseite

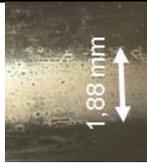
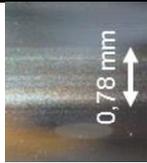
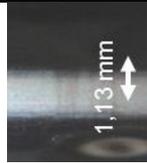
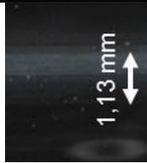
Abbildung 5-2: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der a) Antriebsseite und b) Nichtantriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 3-1 ... 3-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 270 \text{ N}$, Drehzahlen $n = 450 \text{ min}^{-1}$ und 1500 min^{-1} , mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$ oder 100 °C [95]

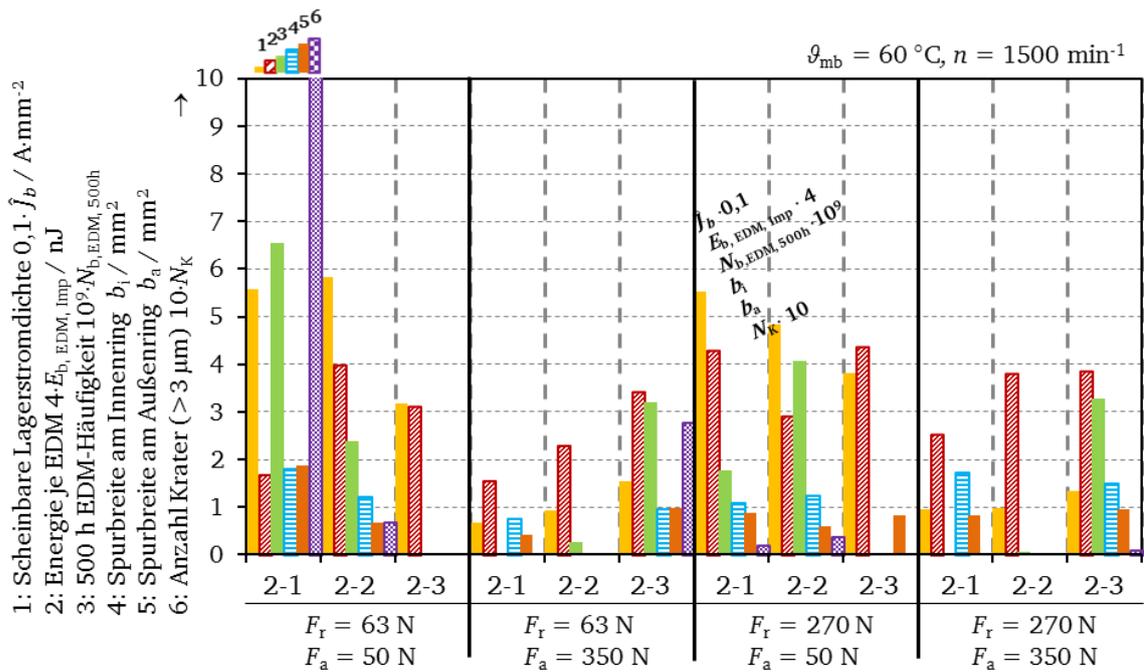
Einfluss der axialen und radialen Lagerbelastung

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die Erhöhung der axialen und radialen Lagerbelastung die Auswirkung der EDM-Lagerströme reduziert. Eine höhere Lagerbelastung führt bei den Versuchen auf der Antriebsseite (Lagertyp 6205 C3: Tabelle 5-2, Abbildung 5-3) zu einer geringen Anzahl an Kratern auf der Lauffläche. Die Erhöhung der axialen Lagerbelastung führt, wie bereits bei den Vorversuchen (Kapitel 4.1), zur Verringerung des EDM-Lagerstroms und der gemessenen EDM-Lagerstrom-Häufigkeit. Die gemessenen Spurbreiten der grauen Laufspur des Innen- und Außenrings sind für die größere axiale Lagerbelastung $F_a = 350$ N, im Vergleich zur kleineren axialen Lagerbelastung $F_a = 50$ N, insbesondere bei einer Lagertemperatur von 100 °C, größer. Die Laufflächen der Lager mit der erhöhten axialen Lagerbelastung zeigen eine feinere Oberflächenstruktur der grauen Laufspur und sind im Erscheinungsbild wesentlich matter.

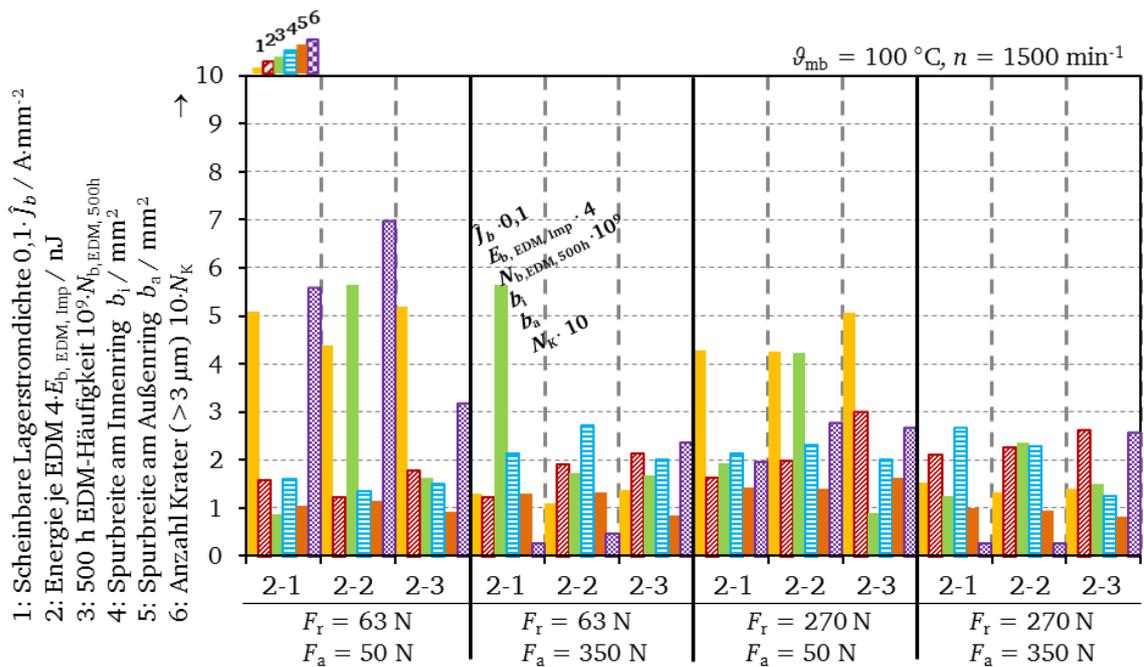
Die Erhöhung der radialen Lagerbelastung führt ebenfalls zu einer Reduzierung der Krater auf der Lauffläche. Die Anzahl an EDM-Lagerströmen nimmt ab, aber nicht im gleichen Umfang wie bei der Erhöhung der axialen Lagerbelastung. Auch bei den Versuchen mit erhöhter radialer Lagerbelastung sind die Laufspuren in der Oberflächenstruktur feiner und die graue Laufspur ist sehr deutlich ausgeprägt.

Tabelle 5-2: Vergleich der Dauerversuchsergebnisse mit EDM-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstand 2-1, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500$ min⁻¹, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 57$ °C, unterschiedliche Kombinationen von radialen und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/240$ N und $F_a = 50/350$ N [95]

6205 C3-Setting	1	2	5	6
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N	63 N	270 N	270 N
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N	350 N	50 N	350 N
Drehzahl n	1500 min ⁻¹			
Lagertemperatur ϑ_{mb}	58 °C	65 °C	60 °C	62 °C
Bild: Innenring				
Lagerspannung U_b	3,4 V	7,57 V	8,09 V	8,79 V
Standardabweichung σ_{Ub}	0,92 V	1,75 V	0,63 V	1,93 V
EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM,pk-to-pk}$	0,36 A	0,15 A	0,38 A	0,21 A
Standardabweichung σ_{ib}	0,11 A	0,03 A	0,16 A	0,1 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	0,56 A·mm ⁻²	0,07 A·mm ⁻²	0,55 A·mm ⁻²	0,1 A·mm ⁻²
Energie je EDM-Strom $E_{b,EDM}$	6,8 nJ	6,35 nJ	12,52 nJ	2,27 nJ
Häufigkeit $N_{b,EDM,500h}$	6555·10 ⁶	2,4·10 ⁶	84·10 ⁶	0,85·10 ⁶
Spurbreite Innenring b_i	1,88 mm	0,78 mm	1,13 mm	1,76 mm
Spurbreite Außenring b_a	1,83 mm	0,42 mm	0,88 mm	0,83 mm
Größter Krater $d_{K,i}(>3 \mu\text{m})$	0,16 mm	-	0,12 mm	-
Versuchsnummer	1_5EDM 5	1_5EDM20.1	1_5EDM 23.1	1_5EDM25.1



a)



b)

Abbildung 5-3: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 2-1 ... 2-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/270 \text{ N}$ und $F_a = 50/350 \text{ N}$, a) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = \text{ca. } 60 \text{ }^\circ\text{C}$, b) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ [95]

Die Erhöhung der axialen bzw. radialen Lagerbelastung führt bei der Nichtantriebsseite (Abbildung 5-4) zu vergleichbaren Ergebnissen wie auf der Antriebsseite. Die Nichtantriebsseite ist auch bei den erhöhten axialen und radialen Lagerbelastungen weniger von EDM-Lagerströmen betroffen als die Antriebsseite (Abbildung 5-3). Auf der Nichtantriebsseite zeigt sich aber deutlicher, dass die Erhöhung der axialen Lagerbelastung zu wesentlich breiteren grauen Laufspuren auf der Lauffläche der Lager führt.

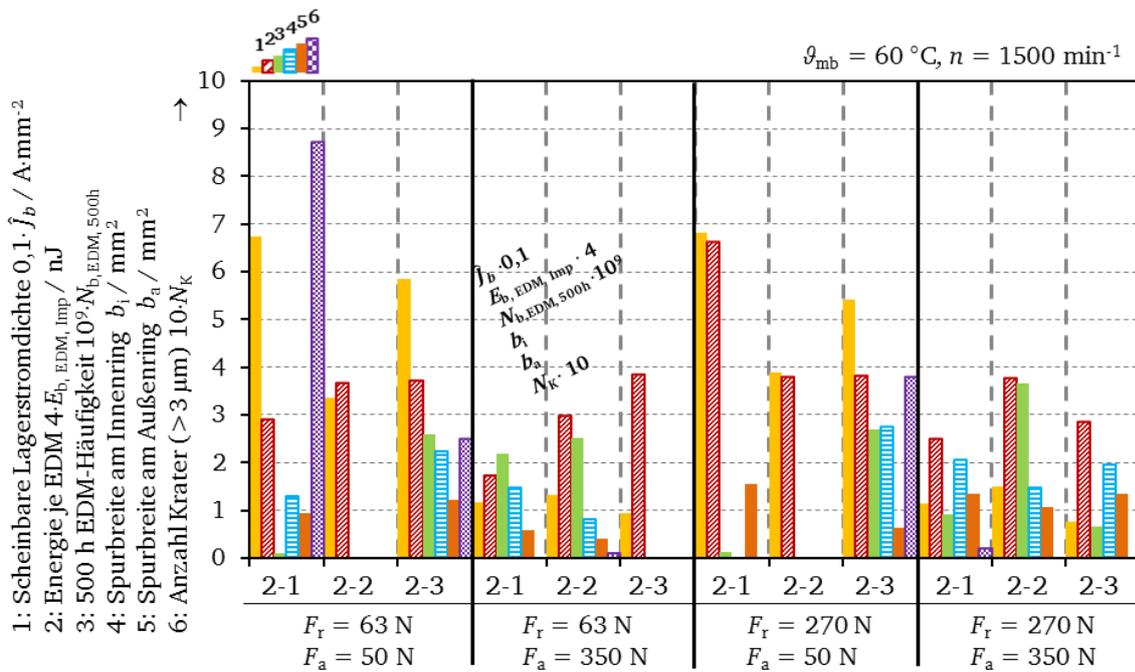


Abbildung 5-4: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Nichtantriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 2-1 ... 2-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/240 \text{ N}$ und $F_a = 50/350 \text{ N}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 60 \text{ }^\circ\text{C}$ [95]

5.1.2 Einfluss der Betriebsdauer und des drehzahlvariablen Betriebs beim Lagertyp 6205 C3 [96]

An allen 96 Lagern des Lagertyps 6205 C3 und 6209 C3 aus Kapitel 5.1.1 trat bei der EDM-Lagerstrom-Messung nach 500 h Dauerbetrieb keine Riffelbildung auf. Daher wurde für den kritischsten Dauer-Betriebspunkt „6205 C3-Setting 1“ (siehe Anhang C1) die Betriebsdauer zuerst auf 1000 Betriebsstunden und im zweiten Schritt auf 2000 Betriebsstunden gesteigert. Anhand der Versuchsergebnisse am Prüfstand 2-2 (1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6205 C3, siehe Kapitel 3.1.4) wird im Folgenden exemplarisch der Einfluss der Versuchsdauer aufgezeigt. Die Verläufe der maximal gemessenen pk-to-pk-EDM-Lagerstromwerte sind für die Versuchsdauer von 500 h in Abbildung 5-5, für 1000 h Versuchsdauer in Abbildung 5-6, für den 2000 h-Versuch in Abbildung 5-7 und für den 1000 Betriebsstunden umfassenden drehzahlvariablen Betrieb in Abbildung 5-8 dargestellt. Einen Vergleich der Messwerte zeigt Tabelle 5-3. Für das Lager der Antriebsseite bleiben die maximal gemessenen pk-to-pk-Stromwerte über die Betriebsdauer von 1000 Stunden (42 Tage) konstant. Dies ergab sich bereits bei den 500 h-Versuchen. Bei der Messung mit der Gesamtversuchsdauer von 2000 h waren ab einer Betriebsdauer von ca. 500 Stunden am antriebsseitigen Lager über mehrere 100 Betriebsstunden keine EDM-Lagerströme mehr festzustellen. Ab etwa 1200 Betriebsstunden traten wieder EDM-Lagerströme auf. Der verwendete Triggerpegel des Oszilloskops musste aber auf 30 mA reduziert werden, um die EDM-Lagerströme messen zu können. Bei drehzahlvariablem Betrieb treten höhere Schmierfilme auf, was klar an den höheren Lagerspannungen zu erkennen ist.

Aus dem Vergleich mit unterschiedlichen Betriebsdauern lässt sich ableiten, dass sich trotz gleicher Betriebsbedingungen nicht immer die gleichen EDM-Lagerströme, bzw. die gleichen Schmierzustände, einstellen. Genau diese Problematik erschwert bisher die Vorhersage

von Schadenszeitpunkten, da dafür eine exakte Vorhersage der Schmierfilmhöhe notwendig ist.

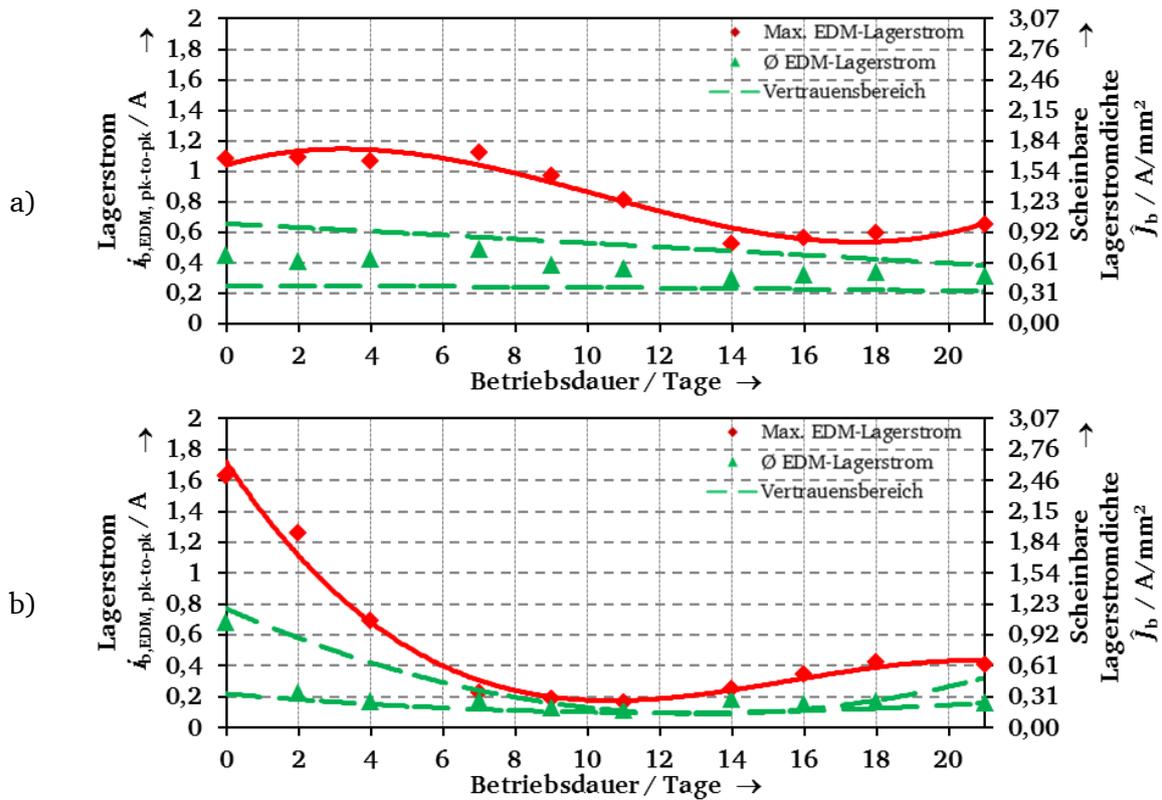


Abbildung 5-5: Gemessene EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte und berechnete scheinbare Lagerstromdichte während 500 h Versuchsdauer am Prüfstand 2-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 57 \text{ }^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$;

a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite;

rot (Raute: Messwert, Linie: interpolierter Verlauf): Maximaler EDM-Strom, grün (Dreieck: Messwert, Linien: Vertrauensbereich): durchschnittlicher EDM-Lagerstrom [95]

Im direkten Vergleich mit den Messergebnissen der Antriebsseite sind die maximalen pk-to-pk-EDM-Lagerstromwerte auf der Nichtantriebsseite für den Prüfstand 2-2 ebenfalls über die gesamte Betriebsdauer beim 1000 h Versuch konstant. Das Ergebnis des 500 h-Versuchs am Prüfstand 2-2 zeigt zu Beginn der Messreihe erhöhte EDM-Lagerstromwerte, die sich nach einer Betriebsdauer von ca. 160 h auf einen Wert von ca. 0,3 A stabilisieren. Bei der Versuchsdauer von 2000 h traten nahezu konstante EDM-Lagerstromwerte auf der Nichtantriebsseite für die ersten 1000 Betriebsstunden auf. Mit zunehmender Betriebsdauer sanken die EDM-Lagerstromwerte jedoch ab. Der Lagerstrom hat sich nach 2000 Betriebsstunden um ca. 70 % reduziert. Beim antriebsseitigen Lager wurden ab dem ersten Tag immer geringere EDM-Lagerstromwerte gemessen. Ab circa 760 h Versuchsstunden pendelte sich der gemessene EDM-Lagerstrom auf einen pk-to-pk-Lagerstromwert von 0,1 A ein

Bei allen Versuchsergebnissen sind drei typische Verläufe festzustellen: Mit zunehmender Betriebsdauer ansteigende (Abbildung 5-8 d)), abnehmende (Abbildung 5-7) oder konstante (Abbildung 5-6) EDM-Lagerstromwerte.

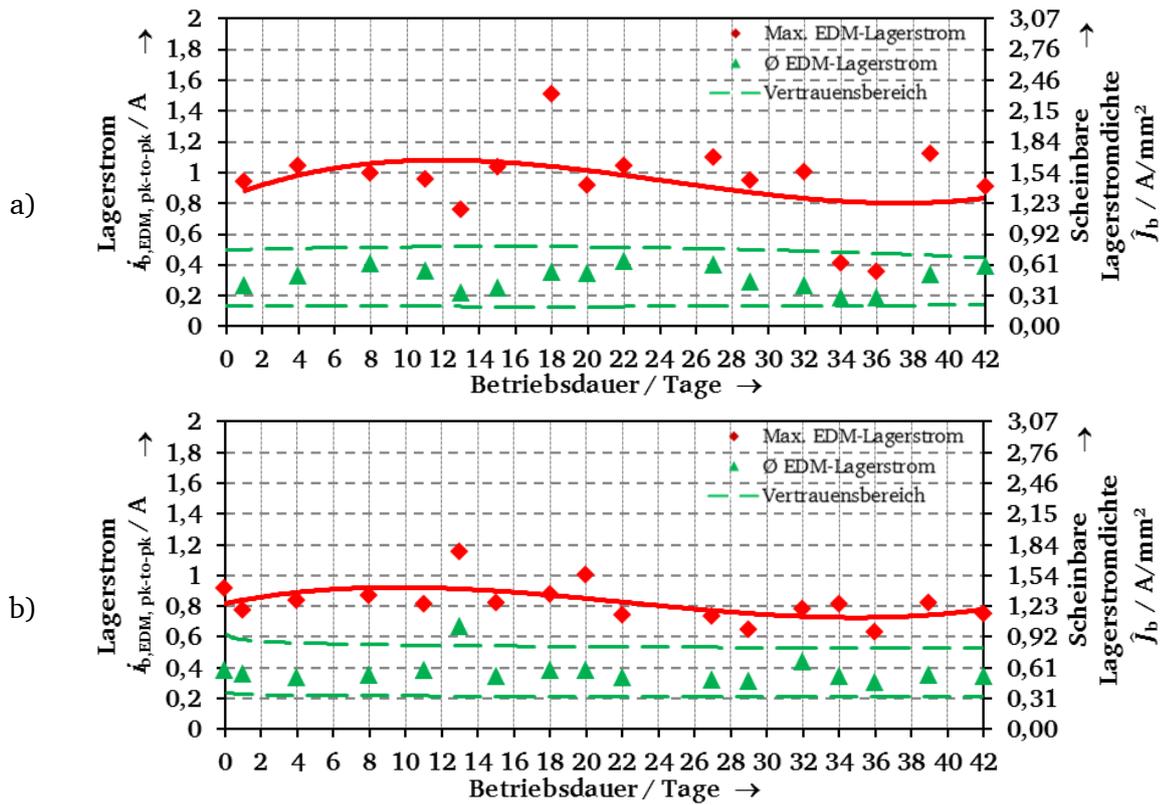


Abbildung 5-6: Wie Abbildung 5-5, jedoch 1000 h Versuchsdauer bei mittlerer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 61\text{ }^\circ\text{C}$ [96]

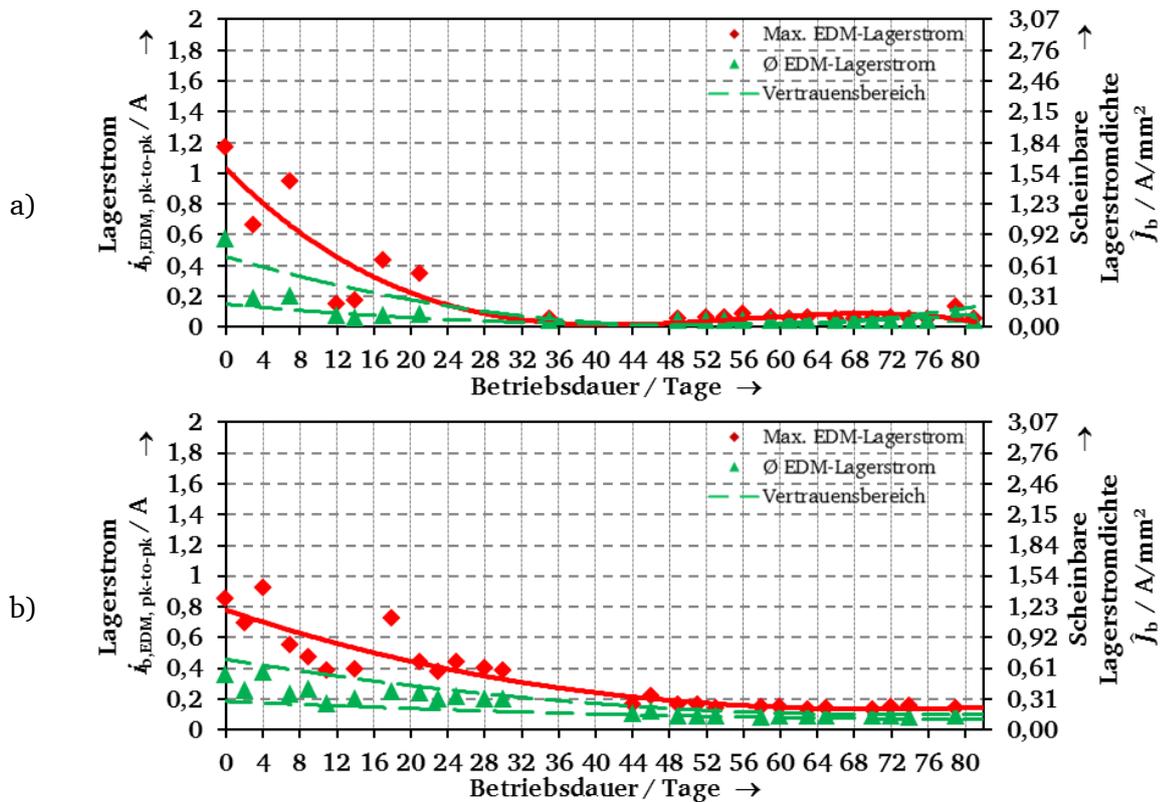


Abbildung 5-7: Wie Abbildung 5-5, jedoch 2000 h Versuchsdauer bei mittlerer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 61\text{ }^\circ\text{C}$ [96]

Bei der Versuchsreihe mit drehzahlvariablem Betrieb zwischen 450 und 1500 min^{-1} wurde ein ähnlicher Drehzahl-Rampenverlauf wie in [35] verwendet. Die Drehzahl wurde bei einer Drehzahl von 1500 min^{-1} und 450 min^{-1} für jeweils 290 Sekunden konstant gehalten. Die rampenförmigen Brems- und Beschleunigungsphasen dauerten danach jeweils 10 Sekunden. Entsprechend den Ausführungen im Kapitel 3.3 wurden die Lagerströme bei beiden

konstanten Drehzahlen gemessen. Die Messungen (Abbildung 5-8) zeigen nahezu konstante pk-to-pk-Werte des EDM-Lagerstroms über die 1000 Betriebsstunden. Die durchschnittlichen pk-to-pk-Werte betragen 0,5 A für $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ bzw. 0,25 A für $n = 450 \text{ min}^{-1}$ und die maximalen pk-to-pk-Werte betragen für $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ bis zu 1,4 A und bis zu 0,8 A für $n = 450 \text{ min}^{-1}$.

Tabelle 5-3: Vergleich der Dauerversuchsergebnisse mit EDM-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, für 500 h, 1000 h, 2000 h Versuchsdauer für Drehzahlen $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ und Drehzahlvariablem Betrieb zwischen $n = 450 - 1500 \text{ min}^{-1}$, Prüfstand 2-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60 \text{ °C}$ (* berechnet für $n = 1500 \text{ min}^{-1}$)

Betriebsdauer	500 h	1000 h	2000 h	1000 h (Drehzahl- variabel)
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N	63 N	270 N	270 N
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N	350 N	50 N	350 N
Drehzahl n	1500 min^{-1}			450 bzw. 1500 min^{-1}
Antriebsseite				
Lagertemperatur ϑ_{mb}	59 °C	62 °C	57 °C	56 °C
Lagerspannung U_b	7,6 V	13,24 V	8,11 V	14,03 V
Standardabweichung σ_{Ub}	2,31 V	4,18 V	2,71 V	3,88 V
EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM,pk-to-pk}$	0,38 A	0,32 A	0,09 A	0,36 A
Standardabweichung σ_{ib}	0,02 A	0,18 A	0,03 A	0,24 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	0,58 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,49 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,14 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,55 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Energie je EDM-Strom $E_{b,EDM}$	16,04 nJ	23,27 nJ	4,03 nJ	28,03 nJ
Häufigkeit $N_{b,EDM,500h}$	$2390\cdot 10^6$	$25,54\cdot 10^6$	$719\cdot 10^6$	* $22,95\cdot 10^6$
Spurbreite Innenring b_i	1,23 mm	1,22 mm	0,91 mm	1,1 mm
Spurbreite Außenring b_a	0,68 mm	1,17 mm	-	0,43 mm
Nichtantriebsseite				
Lagertemperatur ϑ_{mb}	57 °C	61 °C	56 °C	56 °C
Lagerspannung U_b	12,16 V	6,93 V	7,58 V	11,78 V
Standardabweichung σ_{Ub}	3,07 V	2,18 V	1,83 V	3,31 V
EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM,pk-to-pk}$	0,22 A	0,38 A	0,17 A	0,55 A
Standardabweichung σ_{ib}	0,08 A	0,16 A	0,05 A	0,24 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	0,33 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,58 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,26 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,85 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Energie je EDM-Strom $E_{b,EDM}$	14,71 nJ	14,47 nJ	7,21 nJ	36,11 nJ
Häufigkeit $N_{b,EDM,500h}$	$22,4\cdot 10^6$	$7592\cdot 10^6$	$2615\cdot 10^6$	* $1339\cdot 10^6$
Spurbreite Innenring b_i	-	1,48 mm	1,63 mm	1,54 mm
Spurbreite Außenring b_a	-	0,33 mm	0,74 mm	1,13 mm
Versuchsnummer	1_5EDM 21.2	1_5EDM27.2	1_5EDM 30.2	1_5EDM32.2

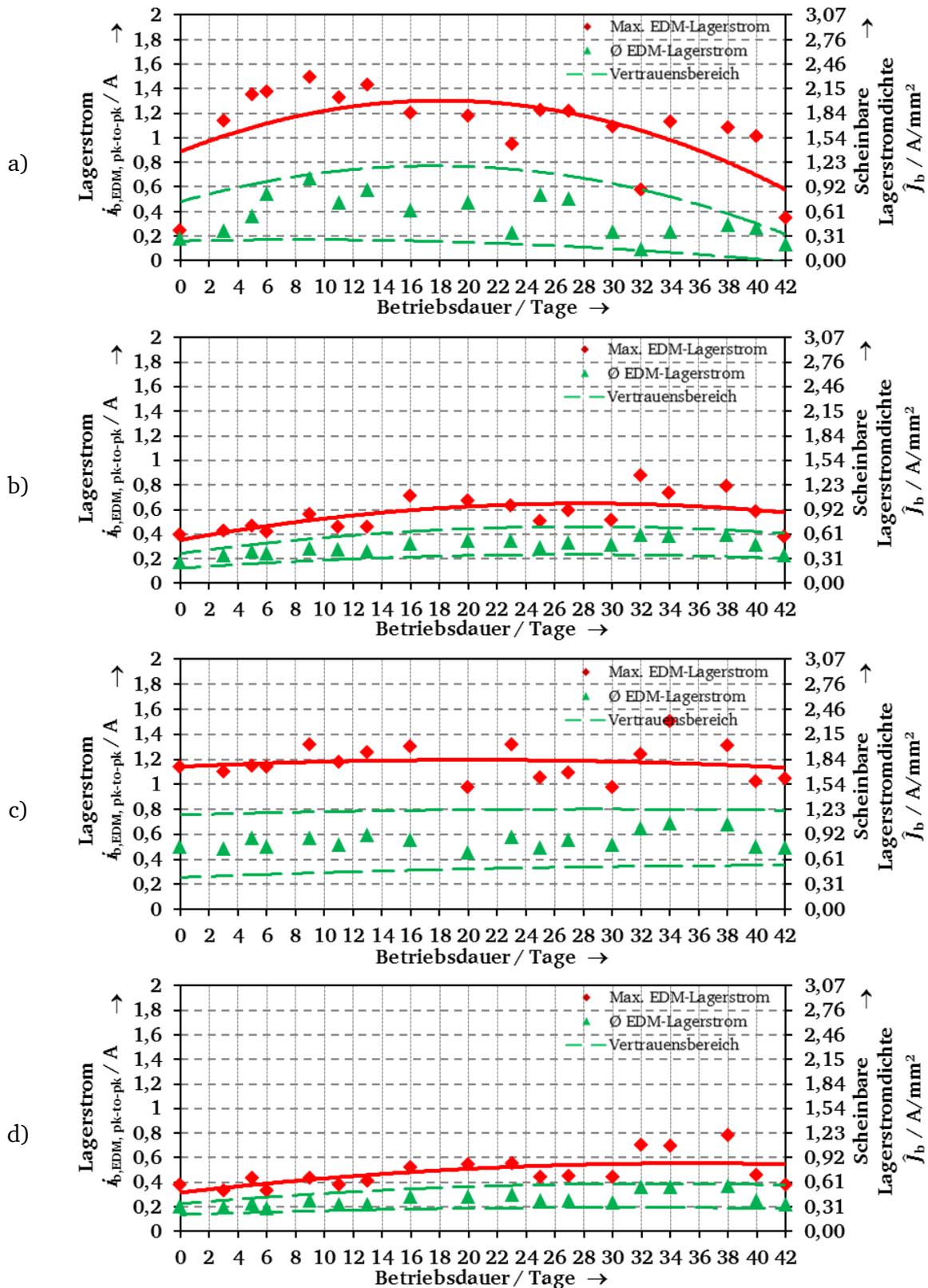


Abbildung 5-8: Gemessene EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte und berechnete scheinbare Lagerstromdichte während 1000 h Versuchsdauer am Prüfstand 2-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahlvariation: je 290 s $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, je 290 s $n = 450 \text{ min}^{-1}$, n -Rampe je 10 s; mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 61 \text{ }^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$; a) Antriebsseite bei $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, b) Antriebsseite bei $n = 450 \text{ min}^{-1}$, c) Nichtantriebsseite $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, d) Nichtantriebsseite $n = 1500 \text{ min}^{-1}$;

rot (Raute: Messwert, Linie: interpolierter Verlauf): Maximaler EDM-Lagerstrom, grün (Dreieck: Messwert, Linien: Vertrauensbereich): durchschnittlicher EDM-Lagerstromwert) [96]

Es ist daher davon auszugehen, dass beim drehzahlvariablen Betrieb stets das Kennfeld aus den Stichprobenversuchen bei konstanter Drehzahl (Abbildung 4-4) durchfahren wird. Daraus ergibt sich, dass EDM-Lagerströme mit großen pk-to-pk-Werten auftreten. Daher ist zu erwarten, dass vermehrt größere Krater auf der Lauffläche zu erkennen sind.

Der Vergleich der Messergebnisse (Tabelle 5-3) bestätigt das Ergebnis aus [35], da der drehzahlvariable Betrieb die höchste scheinbare Lagerstromdichte aufweist.

Anhand der Ergebnisse aus Tabelle 5-3 im Vergleich zu den Veränderungen der Lagerlaufflächen (Abbildung 5-9 bis Abbildung 5-11) ist festzuhalten, dass die Bewertung der Messergebnisse mit „Scheinbarer Lagerstromdichte“ und „Energie je EDM-Puls“ zwar zum Teil die richtige Tendenz der Laufflächenveränderungen anzeigen, jedoch zur exakten Bestimmung der Schadensintensivität zu ungenau ist.

Ein gutes Beispiel hierfür ist der direkte Vergleich der Nichtantriebsseiten des 500 h- und 2000 h- Versuchs (500h: Abbildung 5-9 b), 2000 h (Abbildung 5-11 b)). Dieser Vergleich beinhaltet nun auch die Zeitabhängigkeit.

Für den 500 h-Versuch ist sowohl die „Scheinbare Lagerstromdichte“ als auch die „Energie je EDM-Strom“ größer als beim 2000 h-Versuch ($\hat{I}_{b,500} = 0,33 \text{ A/mm}^2 > \hat{I}_{b,2000} = 0,26 \text{ A/mm}^2$; $E_{500} = 14,71 \text{ nJ} > E_{2000} = 7,21 \text{ nJ}$). Wie bereits bei den 500 h-Versuchen zu erkennen (Kapitel 5.1.1) ist, zeigt sich auch hier, dass die „Scheinbare Lagerstromdichte“ und die „Energie je EDM-Puls“ einen höheren Wert annehmen, wenn der Schaden der Lagerlauffläche ausgeprägt ist.

Die Lagerlauffläche der zugehörigen Lager der Nichtantriebsseite zeigen im Fall des 500 h-Versuchs überhaupt keine Oberflächenveränderung, obwohl der Wert der scheinbaren Lagerstromdichte im betrachteten Fall im kritischen Bereich oberhalb von $0,3 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$ liegt. Das Lager des 2000 h-Versuches weist hingegen bei einer scheinbaren Lagerstromdichte von $0,26 \text{ A/mm}^2$ eine sehr deutlich ausgeprägte graue Laufspur auf.

Der Innenring des antriebsseitigen Lagers zeigt eine leicht ausgeprägte graue Laufspur beim 2000-Versuch bei einer scheinbaren Lagerstromdichte von $0,14 \text{ A/mm}^2$. Bei dem drehzahlvariablen Versuch zeigt die Lauffläche der Nichtantriebsseite (Abbildung 5-12 b)) eine helle graue Laufspur, die mit einer Breite von $1,46 \text{ mm}$ sehr stark ausgeprägt ist. Die Laufspur auf der Lauffläche des Innenringes der Antriebsseite (Abbildung 5-12 a)) bei drehzahlvariablem Betrieb ist mit $2,23 \text{ mm}$ noch breiter und wirkt matt. Anhand der Messwerte mit einer scheinbaren Lagerstromdichte in beiden Fällen oberhalb von $0,5 \text{ A/mm}^2$ war eine starke Veränderung bzw. Schädigung der Laufspur zu erwarten.

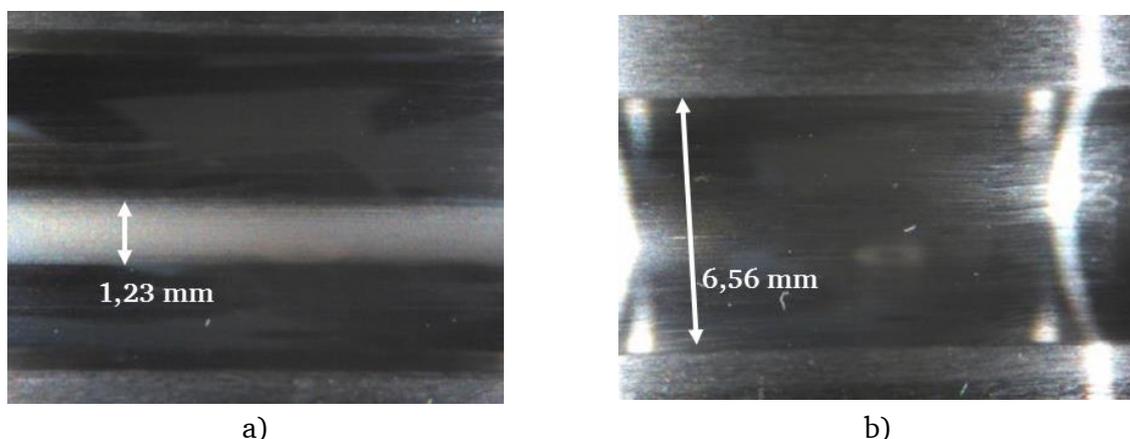


Abbildung 5-9: Lagerinnenring nach 500 h Versuchsdauer bei EDM-Lagerstrom, Prüfstand 2-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 61^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$; a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite [95]

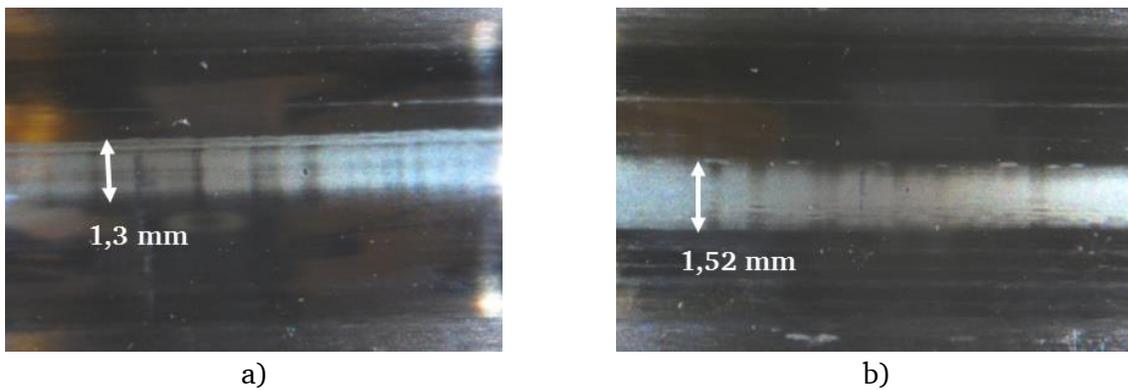


Abbildung 5-10: Wie Abbildung 5-9, jedoch mit einem neuen Lager, nun nach 1000 h Versuchsdauer [96]

Aus Abbildung 5-5 bis Abbildung 5-12 ist ersichtlich, dass mit zunehmender Betriebsdauer bei konstanten Stromwerten die Laufspurbreite wächst, weil die mit der Betriebsdauer zunehmende Zahl der EDM-Ereignisse eine größere Kraterzahl bewirkt. Bei drehzahlvariablem Betrieb ist dieser Effekt stärker ausgeprägt als bei Betrieb mit konstanter Drehzahl. Drehzahländerungen führen offenbar zu einem stärkerem Auftreten von EDM-Entladungen. Daher ist die EDM-Lagerstromhäufigkeit mit in die Bewertung des Schädigungspotentials einzubeziehen. So beträgt die EDM-Lagerstromhäufigkeit beim nichtantriebsseitigen Lager des 2000 h-Versuches das 116-fache des 500 h-Versuches. Durch dieses Beispiel wird deutlich, warum durch Anwendung der Bewertung anhand der „Scheinbaren Lagerstromdichte“ eine Vorhersage nicht immer exakt erfolgen kann. Dass die Auftrittshäufigkeit bezogen auf die Betriebsdauer einen wesentlichen Einfluss auf die Schädigung hat, ist auch am antriebsseitigen Lager des 2000 h-Versuchs zu erkennen. Im direkten Vergleich sind an diesem Lager die niedrigste „Scheinbare Lagerstromdichte“ und „Energie je EDM-Puls“ gemessen worden. Die gemessene EDM-Lagerstromhäufigkeit ist 33-mal größer als beim nichtantriebsseitigen Lagers des 500 h-Versuchs. Dieses Ergebnis ist durch Betrachtung der EDM-Fertigungstechnologie (Kapitel 1.1) nachvollziehbar. In der Fertigungstechnologie ist bei gleichem Energieeintrag der Materialabtrag bei kleinen Stromdichten und höherer Auftrittshäufigkeit größer als bei großen Strömen mit geringer Auftrittshäufigkeit.

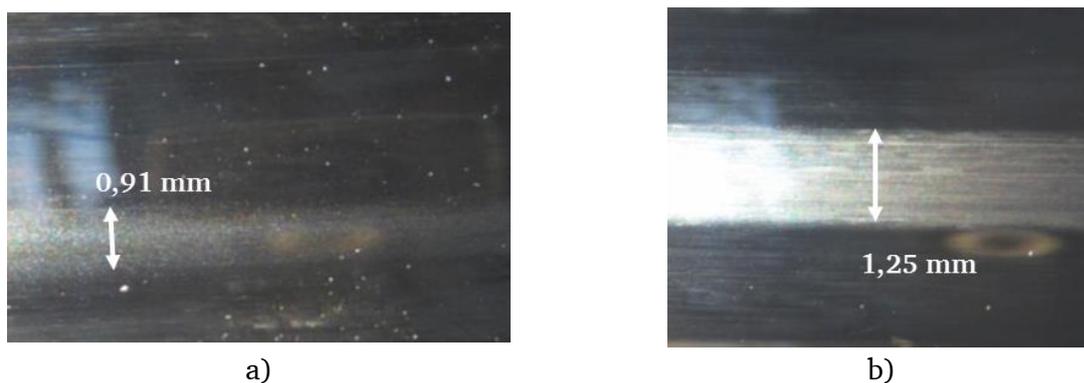


Abbildung 5-11: Wie Abbildung 5-9, jedoch mit einem neuen Lager, nun nach 2000 h Versuchsdauer [96]

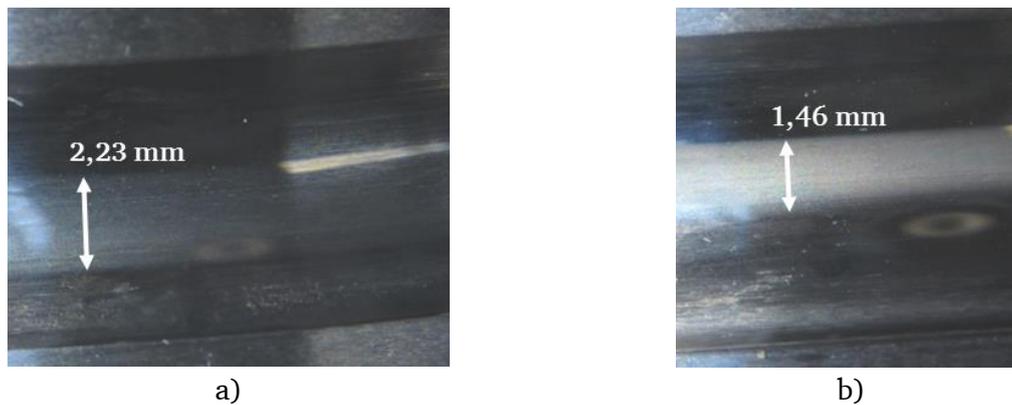


Abbildung 5-12: Lagerinnenring nach 1000 h Versuchsdauer bei EDM-Lagerstrom, Prüfstand 2-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahlvariation: je 290 s $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, je 290 s $n = 450 \text{ min}^{-1}$, n -Rampe je 10 s; mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 61^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$; a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite [96]

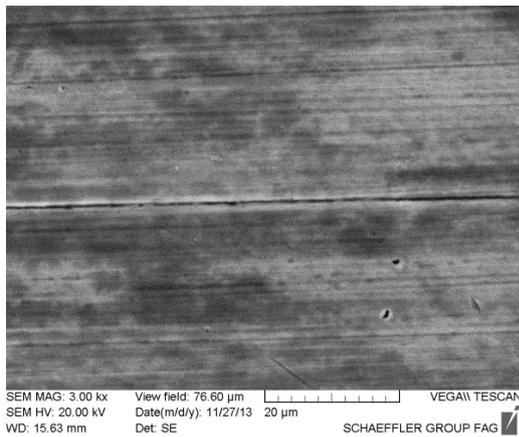
Für den Versuch mit 2000 Betriebsstunden (Lagertyp 6205 C3: radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 58^\circ\text{C}$) sind die Lager der Antriebs- und Nichtantriebsseite des 1,5 kW-Asynchronmotors 2-1 an *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* zur Analyse gesendet worden. Der Schmierstoff wurde hinsichtlich der Beschaffenheit, des Anteils an Feststoffen und des Öl- bzw. Viskositätsverhältnisses untersucht. Auch wurde eine Elementanalyse durchgeführt. Die Beschaffenheit des Schmierstoffs am antriebsseitigen Lager war ockerbraun und mittelfaserig, die des nichtantriebsseitigen Lagers war maisgelb und mittel- bis langfaserig.

Der Anteil an festen Stoffen war in beiden Fällen kleiner als 0,1 Prozent. Bei der Elementanalyse wurde IR-Spektroskopie angewandt, die eine beginnende Karbonsäurealterung bei dem Fett der beiden Lager infolge des Stromdurchgangs zeigte. Weiter wurden die Lager im REM untersucht. Abbildung 5-13 zeigt die REM-Aufnahmen bei 3000-facher Vergrößerung für den Außenring, Innenring und den Wälzkörper beider Lager.

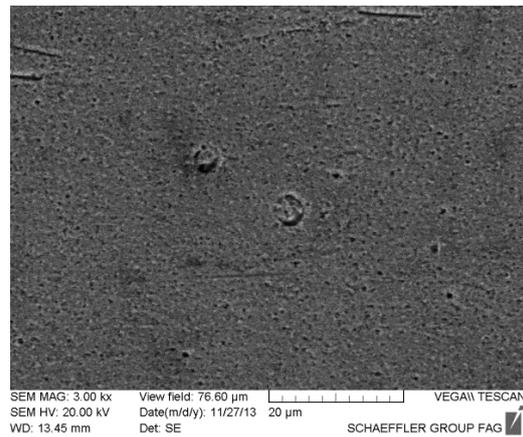
Es ist sehr gut sichtbar, dass am Lager der Antriebsseite nahezu keine Strommarken zu erkennen sind. Für das Lager der Nichtantriebsseite sind sehr deutliche Strommarken auf den Laufflächen zu sehen. Das Ergebnis der REM-Aufnahmen deckt sich mit den Versuchsergebnissen, wo am antriebsseitigen Lager im Mittel ein pk-to-pk-Lagerstromwert von nur 0,07 A bei einer Streuung $\sigma = 0,06$ anlag. Daraus ergibt sich eine mittlere scheinbare Lagerstromdichte von nur $0,093 \text{ A/mm}^2$, was als ungefährlich gilt.

Der pk-to-pk-Wert des EDM-Lagerstroms am nichtantriebsseitigen Lager war mit 0,22 A bei einer Streuung $\sigma = 0,06$ um 300 % deutlich größer. Die scheinbare Lagerstromdichte liegt bei $0,293 \text{ A/mm}^2$. Beide Werte liegen im Bereich $0,1 \dots 0,3 \text{ A/mm}^2$, in dem das Lager „sicher“ betrieben werden kann. Gemäß den REM-Aufnahmen sind bei scheinbaren Stromdichten kleiner als $0,1 \text{ A/mm}^2$ nahezu keine Strommarken vorhanden.

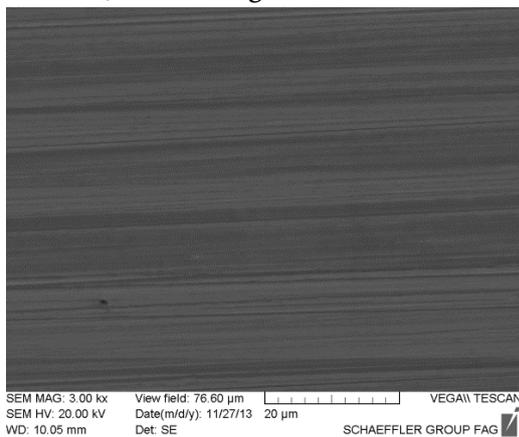
Jedoch sind Strommarken bei der scheinbaren Lagerstromdichte von $0,3 \text{ A/mm}^2$ klar zu erkennen, aber keine Riffelbildung. Der Betrieb der Lager mit „grauer“ Laufspur, also überwalzten Kratern bzw. Strommarken, gilt noch als mechanisch stabil. Ausgehend von diesem Strommarken-Versuch ist als untere zulässige Grenze $0,1 \text{ A/mm}^2$ festzulegen, wenn das Lager keine Stromeinflüsse aufzeigen soll. Dies bedeutet gleichzeitig, dass die Energie $E_{\text{b,EDM}}$ je Impuls maximal 4 nJ nicht überschreiten sollte. Sind die scheinbare Lagerstromdichte und die Energie je Impuls größer, nimmt die Schädigung mit zunehmender Auftretshäufigkeit N_b zu.



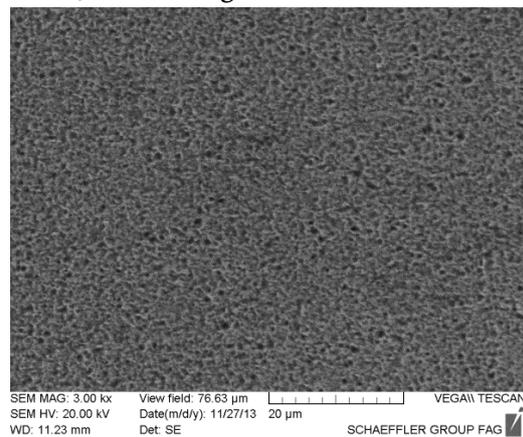
a) Außenring Antriebsseite



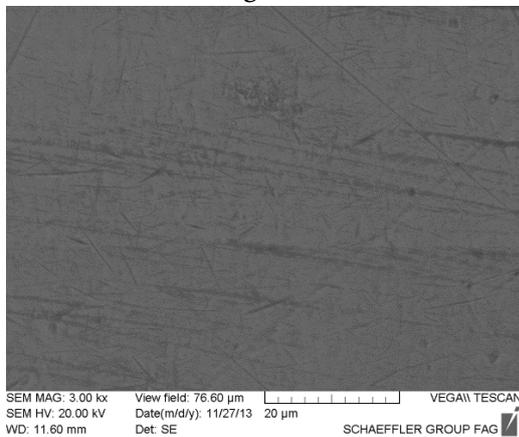
b) Außenring Nichtantriebsseite



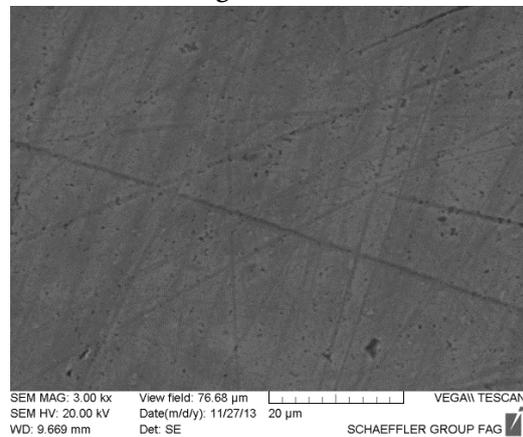
b) Innenring Antriebsseite



b) Innenring Nichtantriebsseite



c) Wälzkörper Antriebsseite



c) Wälzkörper Nichtantriebsseite

Abbildung 5-13: REM-Aufnahmen der *Schaeffler Technologies AG & Co. KG*. 3000-fache Vergrößerung: a) Außenringe, b) Innenringe, c) Wälzkörper; nach Dauerversuch mit 2000 Betriebsstunden, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N, Drehzahl $n = 1500$ min⁻¹, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 58$ °C, Lagertyp 6205 C3 Antriebsseite ($\hat{J}_{b,2000} = 0,11$ A/mm², $E_{b,EDM,2000} = 3,54$ nJ, $N_{b,EDM,2000} = 4149 \cdot 10^6$) und Nichtantriebsseite ($\hat{J}_{b,2000} = 0,34$ A/mm², $E_{b,EDM,2000} = 10,39$ nJ, $N_{b,EDM,2000} = 2164 \cdot 10^6$), 1,5 kW-Asynchronmotor 2-1 [96]

5.1.3 Einfluss des Schmierstoffs

Der Einfluss der Schmierstoffe G1 ... G5 wurde in einem 1000 h-Dauerversuch mit EDM-Lagerstrom am Prüfstand 5 (Kapitel 3.1) für den Betriebspunkt „6205 C3-Setting 1“ und einer Schaltfrequenz $f_c = 10$ kHz durchgeführt. Ein Vergleich der Ergebnisse des 1,5 kW-Asynchronmotors 5-1 (Tabelle 5-4) zeigt, dass die niederohmigen Schmierstoffe G2 und G4 geringere Veränderungen (am geringsten ausgeprägte Laufspur) auf der Lauffläche zeigen. Die Versuche zeigen auf allen Lagerlaufflächen der Lager, auch beim niederohmigen Schmierstoff G4, eine graue Laufspur. Die Hauptursache hierfür zeigt nicht die „scheinbare Lagerstromdichte“ oder „Energie je EDM-Strom“ auf. Diese Faktoren sind zum Teil bei den Lagern nahezu gleich, wie dies die Ergebnisse der nichtantriebsseitigen Lager der Schmierstoffe G2 ... G4 und der Vergleich der Schmierstoffe G1 und G5 (Tabelle 5-4) zeigt. Vielmehr zeigt die Betrachtung der EDM-Auftrittshäufigkeit wesentliche Unterschiede bei den unterschiedlich ausgeprägten Laufspuren auf.

Eine stark ausgeprägte graue Laufspur ist für alle Lager sichtbar, bei welchen eine gesamte EDM-Lagerstromhäufigkeit mit mehr als fünf Milliarden Entladungen gemessen wurden. Bei der Betrachtung der Spurbreiten ist ebenfalls ersichtlich, dass je größer die EDM-Häufigkeit ist, desto breiter ist die graue Laufspur (z. B.: Tabelle 5-4, Schmierstoff G3, Nichtantriebsseite). Bei den niederohmigen Schmierstoffen sind die geringsten EDM-Häufigkeiten gemessen worden. Im Vergleich zu den Vorversuchen (Kapitel 4.1) zeigen die niederohmigen Schmierstoffe (G2, G4) ein anderes Betriebsverhalten. Insbesondere beim niederohmigen Schmierstoff G4 ist die potentialminimierende Wirkung nicht stetig vorhanden, da der Mittelwert der pk-to-pk-EDM-Lagerstromwerte zum Teil bis zu 200 % zunahm (z. B. Antriebsseite 1,5 kW-Asynchronmotors 5-2). Trotz der niedrigen EDM-Lagerströme bei den Versuchen mit dem Schmierstoff G4 zeigt die graue Laufspur in der Betrachtung unter dem Auflichtmikroskop eine sehr raue Oberfläche. Außerdem ist die Laufspur sehr breit ausgebildet. Ein solcher Befund für graphithaltige Schmierstoffe ist ebenfalls in [14] erwähnt, bei dem auf Unterlagen von SKF referenziert wird.

Diese Beobachtung für graphithaltige Fette wurde ebenfalls in Versuchen in [33] beobachtet. Eine Erklärung für diese nachlassende Wirkung könnte in der Partikelgröße des Graphits liegen. Nur ein geringer Anteil von ca. 2 % kann überhaupt in den Schmierpalt fließen. Mit zunehmender Betriebsdauer wird der Graphit durch Scherung aufgebraucht oder aus dem Laufbahnbereich herausgetragen. Somit kann sich zunehmend ein höheres Potential aufbauen, was dann wiederum zu höheren und häufigeren EDM-Lagerströmen führt.

Die graue Laufspur auf der Lauffläche der Lager mit Schmierstoff G4 wurde nicht weiter untersucht. Deshalb lässt sich nicht abschließend klären, ob die Änderungen alleinig durch EDM-Ströme oder alleinig durch den Graphit im Schmierstoff hervorgerufen werden.

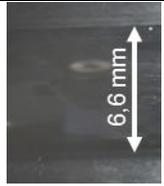
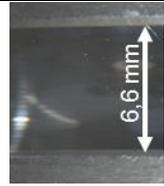
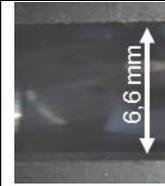
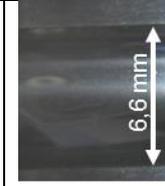
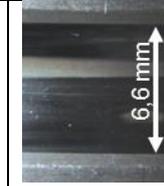
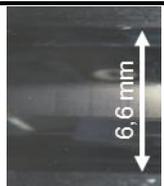
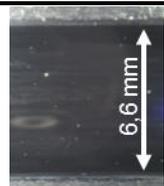
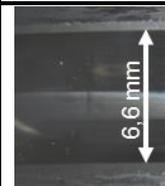
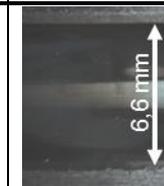
Die Lager mit dem niederohmigen Schmierstoff G2 zeigen keine Veränderungen an den Laufflächen. Gleiches ist zu den Messwerten zu sagen, da insbesondere keine Veränderungen der pk-to-pk-EDM-Lagerstrom-Werte über der Betriebsdauer sichtbar sind.

Die chemische Analyse der Schmierstoffe war hinsichtlich der Carbon-Säure unauffällig. Auffällig hingegen war, dass der Eisenanteil in den Schmierstoffen deutlich höher war als in der unbestromten Referenzprobe.

Entsprechend dem Ergebnis der Dauerversuche mit dem Schmierstoff G1 ist die Höhe des EDM-Lagerstroms nicht allein entscheidend für die Schädigung eines Lagers. Wesentlich wichtiger für eine Schädigung ist die Häufigkeit mit der die EDM-Lagerströme auftreten. So zeigt sich, dass der Schmierstoff G3 in den Vorversuchen wesentlich kleinere EDM-Lagerstromwerte hatte, als die Schmierstoffe G1 und G5, aber dafür eine viel höhere Auftrittshäufigkeit aufweist. Bei den Versuchen mit den unterschiedlichen Schmierstoffen

zeigte kein Lager ein Riffelbild. Es sind aber z.T. leichte farbliche Unterbrechungen in den grauen Laufspuren sichtbar (z. B. Tabelle 5-4 Nichtantriebsseite Schmierstoffe G1, G3 und G5), aber ob diese schließlich zur Riffelbildung führen, kann hier nicht beantwortet werden.

Tabelle 5-4: Vergleich der Versuchsergebnisse der Schmierstoffe G1 ... G5 im 1000-Stunden Dauerversuch mit EDM-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Prüfstand 5-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schaltfrequenz $f_c = 10$ kHz, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N, Drehzahlen $n = 1500$ min⁻¹, mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb} ca. 60 °C, Triggerlevel 100 mA (¹ 40 mA)

Schmierstoff	G1	G2*	G3	G4	G5
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N				
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N				
Drehzahl n	1500 min ⁻¹				
Antriebsseite					
Lagertemperatur ϑ_{mb}	63 °C	59 °C	56 °C	61 °C	58 °C
Lagerspannung U_b	16,89 V	6,69 V	8,58 V	8,80 V	11,10 V
Standardabweichung σ_{Ub}	2,00 V	1,24 V	1,31 V	1,78 V	1,84 V
EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM,pk-to-pk}$	0,168 A	0,08 A	0,14 A	0,14 A	0,2 A
Standardabweichung σ_{ib}	0,02 A	0,01 A	0,02 A	0,04 A	0,04 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	0,26 A·mm ⁻²	0,11 A·mm ⁻²	0,21 A·mm ⁻²	0,21 A·mm ⁻²	0,3 A·mm ⁻²
Energie je EDM-Strom E	15,82 nJ	2,83 nJ	6,60 nJ	6,63 nJ	12,06 nJ
Häufigkeit $N_{b, EDM,1000}$	27,2·10 ⁶	30,6·10 ⁶	41,8·10 ⁶	46,8·10 ⁶	5942·10 ⁶
Spurbreite Innenring b_i	-	-	-	1,56 mm	0,78 mm
Spurbreite Außenring b_a	-	-	-	1,17 mm	0,58 mm
Bild: Innenring					
Nichtantriebsseite					
Lagertemperatur ϑ_{mb}	61 °C	57 °C	55 °C	60 °C	57 °C
Lagerspannung U_b	7,66 V	5,63 V	5,71 V	6,34 V	9,46 V
Standardabweichung σ_{Ub}	2,08 V	1,49 V	1,19 V	1,81 V	1,82 V
EDM-Lagerstrom $i_{b,EDM,pk-to-pk}$	0,37 A	0,25 A	0,28 A	0,26 A	0,256 A
Standardabweichung σ_{ib}	0,14 A	0,07 A	0,07 A	0,08 A	0,07 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	0,57 A·mm ⁻²	0,38 A·mm ⁻²	0,43 A·mm ⁻²	0,41 A·mm ⁻²	0,39 A·mm ⁻²
Energie je EDM-Strom E	15,82 nJ	7,7 nJ	8,9 nJ	9,34 nJ	13,45 nJ
Häufigkeit $N_{b, EDM,1000}$	10411·10 ⁶	806·10 ⁶	15412·10 ⁶	1515·10 ⁶	9730·10 ⁶
Spurbreite Innenring b_i	1,06	-	1,47 mm	1,82 mm	1,38 mm
Spurbreite Außenring b_a	1,12	-	1,14 mm	1,51 mm	0,98 mm
Bild: Innenring					

5.1.4 Fazit aus den EDM-Lagerstromversuchen

Aus den Dauerversuchen geht hervor, dass als Initialbewertungskriterien die „Scheinbare Lagerstromdichte“ und „Energie je EDM-Lagerstrom“ hinsichtlich Schädigungsgrad des EDM-Lagerstroms herangezogen werden können. Hier ergaben die REM-Analysen für die scheinbare Lagerstromdichte einen Grenzwert von $0,1 \text{ A/mm}^2$, bei dem nur wenig bis keine Veränderung der Laufspur sichtbar war. Die Versuche mit unterschiedlichen Betriebsdauern zeigten, dass eine genaue Bewertung des Gefahrenpotentials der Schädigung des Lagers aber nur dann möglich ist, wenn die Häufigkeit der EDM-Lagerströme mit einbezogen wird. Als Grenzwerte zeigen die Versuche, dass ab fünf Milliarden EDM-Ereignissen bei einer scheinbaren Lagerstromdichte größer $0,1 \text{ A/mm}^2$ bzw. einer geschätzten Energie oberhalb von 4 nJ bei einer Aufttrittshäufigkeit von mehr als 30000 EDM-Entladung pro Stunde eine deutlich ausgeprägte graue Laufspur entsteht. Diese Erkenntnis ist wichtig, da die EDM-Lagerstrom-Häufigkeit auch an Motoren über die Lagerspannung ermittelt werden kann. Diese Erkenntnis ergänzt sehr gut die Literaturergebnisse, z.B. [16], da dort die Abhängigkeit der Häufigkeit von EDM-Lagerstromereignissen mit der Schaltfrequenz f_c gezeigt wird. Somit ergibt sich nachfolgende Feststellung: Je geringer die Schaltfrequenz, desto weniger EDM-Lagerstromereignisse und dadurch folglich geringere Schädigungsgrade.

Dies könnte eine Erklärung dafür sein, warum insbesondere sehr kleine Motoren (z.B. einphasige Lüftermotoren mit MOSFET-Umrichtern $f_c = 20 \text{ kHz}$), häufiger von EDM-Lagerstromschäden betroffen sind.

Neben der hohen Schaltfrequenz entspricht bei solchen Motoren auch die Lagerbelastung typischerweise gerade der Mindestbelastung. Es zeigt sich bei den durchgeführten Dauerversuchen, in Übereinstimmung mit den Vorversuchen, dass die geringste radiale und axiale Lagerbelastung (Mindestbelastung) zu den stärksten Veränderungen der Lagerlaufläche führt. Bei den Versuchen mit erhöhter radialer bzw. insbesondere erhöhter axialer Lagerbelastung oder erhöhter Lagertemperatur sind schmalere bzw. weniger ausgeprägte graue Laufspuren auf den Lagerlauflächen vorgefunden worden. Entsprechend den Versuchsergebnissen sind die Laufspurbreite und die Krateranzahl gute Indikatoren für den Schädigungsgrad von Lagern durch EDM-Lagerströme.

Die am Schmierstoff durchgeführten Analysen ließen keinen Schluss über den Zustand der Lagerlauflächen zu. In allen untersuchten Fällen war der Eisenanteil im Schmierstoff erhöht. Eine überdurchschnittliche Alterung des Schmierstoffes durch die Bestimmung des Carbonsäure-Anteils war bei allen Proben nicht zu erkennen. Das Auflichtmikroskop hat sich für die Erstindikation, und die REM-Aufnahmen haben sich als exaktere Analyseverfahren bewährt.

Die in den Dauerversuchen ermittelte Abhängigkeit des EDM-Lagerstromes von den Betriebsparametern „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, sowie „axialer“ und „radialer Lagerbelastung“ bestätigen die Ergebnisse der Vorversuche im Wesentlichen. Zur Minimierung der Gefährdung des Lagers durch EDM-Lagerstrom sollten die Lager daher mechanisch besser ausgenutzt werden.

Eine erhöhte Lagerkraft führt zwangsläufig zu einer Minimierung der scheinbaren Lagerstromdichte, aber die Versuche zeigen eine Reduzierung der EDM-Lagerstromwerte und EDM-Häufigkeiten. Hierbei muss aber immer im Detail der Schmierungsstatus betrachtet werden. Der Schmierungsstatus ist von der Schmierfilmhöhe abhängig, welche sich über die Betriebsdauer verändert. Sind wie bereits in Kapitel 4.4 beschrieben die Bedingungen für den Potentialaufbau über dem Lager gegeben, tritt ein EDM-Lagerstrom auf, wenn die Durchschlagfestigkeit überschritten wird. Entscheidend beim Dauerbetrieb sind die

Entwicklung der Schmierfilmhöhe und die Oberflächenveränderung der Laufspur. Wird die Rauigkeit der Oberfläche (große Krater $d_k > 10 \mu\text{m}$) z.B. durch sehr große EDM-Lagerströme erhöht, ist zu erwarten, dass es durch direkten Kontakt von Rauheitsspitzen zur elektrischen Überbrückung des Schmierfilms kommt. Solche große Krater bewirken aber zwangsläufig Schwingungen bei der Überrollung. Wie diese dann das System anregen, muss an anderer Stelle geklärt werden. Somit könnte sich kein Potential über dem Kontakt aufbauen. Bleibt die Rauigkeit hingegen konstant, da nur kleine EDM-Lagerströme auftreten, bedingt dies einen kontinuierlichen Stromfluss. Hier ist dann die Frage, wie groß der Materialabtrag ist und wie dieser sich auf die Geometrie des Lagers und somit auf das Betriebsverhalten des Lagers auswirkt.

Weitere Fragenstellungen hinsichtlich der Schadensbildung sind:

a) Mit zunehmender Betriebsdauer nimmt der Abrieb zu und irgendwann kann dieser nicht mehr aus dem Kontaktbereich herausgetragen werden – es entstehen Pittings aufgrund des Abriebs mit entsprechender Lagerschädigung. Inwieweit diese dann zu dem Gesamtschaden beitragen, ist zu klären. Vorstellbar ist auch, dass der im Lager vorhandene Schmierstoff durch diesen Abrieb leitfähig werden könnte und somit eventuell nur der Initialschaden durch den EDM-Lagerstrom bedingt ist. b) Bei Traktionsmotoren mit offenen Nuten müssen Untersuchungen durchgeführt werden, da gerade bei hier eingesetzten isolierten Lagern, zur Unterdrückung des Zirkular-Lagerstroms, durch EDM-Lagerströme bedingte Riffelbilder in der Industrie [96] aufzufinden sind.

5.2 Rotor-Erd-Lagerströme

Die ersten Dauerversuche mit beiden Lagertypen 6205 C3 und 6209 C3 zeigten, dass die Rotor-Erd-Ströme sich nicht gleichmäßig zu jeweils 50 % auf beide Lager aufteilen. Hinzu kam, dass die Stromaufteilung auf das antriebsseitige und nichtantriebsseitige Lager über die Betriebsdauer stark fluktuierte. Dies machte eine Vergleichbarkeit der einzelnen Versuchsreihen schwierig. Nur über die Isolierung, z.B. hier des nichtantriebsseitigen Lagers, konnten stabile Versuchsbedingungen am antriebsseitigen Lager geschaffen werden, wo nun 100 % des Rotor-Erd-Stroms auftraten. Die Versuchsreihen wurden mit den gleichen Betriebsparametern wie bei den EDM-Lagerstromuntersuchungen (Kapitel 3.1) durchgeführt. Die Rotor-Erd-Ströme wurden künstlich erhöht, indem parallel zur Stator-Wicklungs-Erd-Kapazität C_{WS} Wechselstromkondensatoren zwischen Motorklemmen und Gehäuse geschaltet wurden. Dadurch konnten selbst bei kleinen Motoren (1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmaschinen) Lagerstromdichten im kritischen Bereich von 1 ... 4 A/mm² erzeugt werden.

Mit diesen Maßnahmen kam es innerhalb kürzester Zeit (z.B. 426 Betriebsstunden bei Dauerbetrieb mit 6205 C3-Setting 1 (Anhang C1) zu einer stark ausgeprägten Riffelbildung in den Lagern. Die Versuchsergebnisse zeigen deutlich, dass bei Lagerstromdichten dieser Höhe zuerst der Schmierstoff (z.B. durch Ausblutung, Verharzung) geschädigt wird. Einhergehend mit der Schädigung des Schmierstoffes trat dann entweder eine Riffelbildung auf oder es kam zu Schmierstoffversagen.

5.2.1 Einfluss der Erdungsverhältnisse

Die Auswertung der Messungen des Rotor-Erd-Lagerstromes mit dem Erdungssystem ROER K1 (Tabelle 3-2, DE und NDE geerdet) und das antriebsseitige und nichtantriebsseitige Lager im Erdstrompfad zeigen, dass bei den 1,5 kW-Asynchronmotoren (z. B. 6205 C3-Setting 3: Abbildung 5-14) für ein paar Tage der Rotor-Erd-Strom zu einem größeren Teil nur durch das Lager der Antriebsseite (DE) fließt. Nach einer Betriebsdauer von acht Tagen verändert sich das Bild und der Strom fließt nun hauptsächlich durch das Lager der Nichtantriebsseite (NDE).

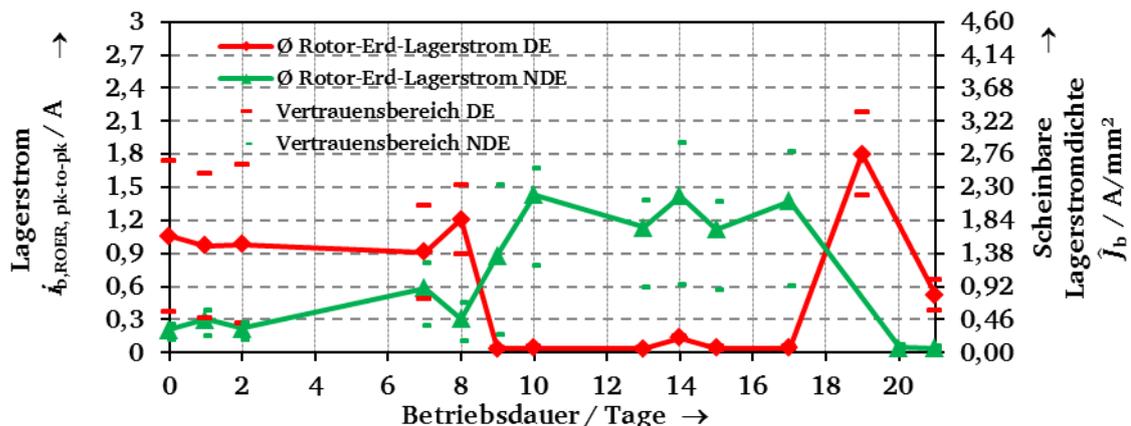


Abbildung 5-14: Gemessener pk-tp-pk-Mittelwerte des Rotor-Erd-Lagerstroms und berechnete scheinbare Lagerstromdichte während 500 h Versuchsdauer am Prüfstand 1-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Erdungssystem ROER K1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100 \text{ °C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$; Antriebsseite (rote Raute: Messwert, roter langer Strich: Vertrauensbereich), Nichtantriebsseite (grünes Dreieck: Messwert, grünes kurze Linie: Vertrauensbereich) [95]

Die dann am DE-Lager anstehende scheinbare Lagerstromdichte nimmt unkritische Werte an. Nach weiteren ca. acht Tagen wechselt der Verlauf erneut, sodass am Lager der Antriebsseite wieder ein kritischer und am nichtantriebsseitigen Lager ein unkritischer Wert der scheinbaren Lagerstromdichte anliegt.

Die Verschiebung des Rotor-Erd-Stroms von einem auf das andere Lager wurde bei den 11 kW-Asynchronmotoren ebenso festgestellt. Die optische Untersuchung der Laufflächen im Anschluss an diese 500 h-Versuche zeigte für alle durchgeführten Tests eine „Graue Laufspur“. Um diese Fluktuationen des Stromes zu reduzieren, wurde die Erdverbindung am nichtantriebsseitigen Lager getrennt (Erdungssystem ROER K2). Die 500 h-Versuche mit diesem Aufbau zeigten für die 1,5 kW-Asynchronmotoren (z. B. 6205 C3-Setting 9: Abbildung 5-15), dass die Fluktuation des Stromes durch das jeweilige antriebs- bzw. nichtantriebsseitigen Lager nun fast täglich auftritt. Auch zeigt sich in Analogie zu den Vorversuchen (Kapitel 4.2), dass bei gleichem Aufbau, alleinig durch unterschiedliche Betriebsparameter, Unterschiede in den Rotor-Erd-Lagerstrom-Werten zu sehen sind. Für die 11 kW-Asynchronmotoren ist die Differenz zwischen dem Lagerstrom durch das DE und NDE-Lager immer noch sehr unterschiedlich. Die optische Analyse der Lagerlaufflächen zeigt auch hier stets nur eine „Graue Laufspur“.

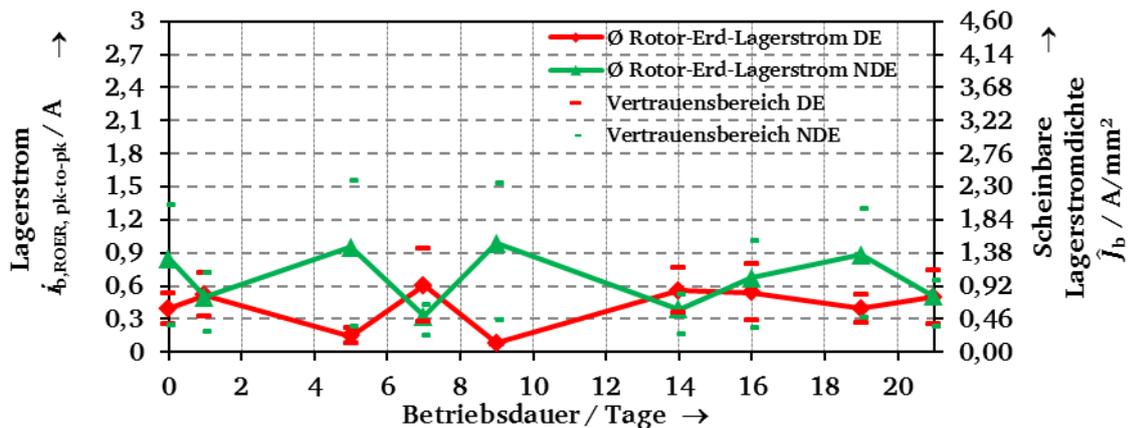


Abbildung 5-15: Gemessener pk-tp-pk-Mittelwerte des Rotor-Erd-Lagerstroms und berechnete scheinbare Lagerstromdichte während 500 h Versuchsdauer am Prüfstand 1-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Erdungssystem ROER K2, Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\theta_{mb} = 59,4 \text{ °C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$; Antriebsseite (rote Raute: Messwert, roter langer Strich: Vertrauensbereich), Nichtantriebsseite (grünes Dreieck: Messwert, grünes kurze Linie: Vertrauensbereich) [95]

Dies machte es notwendig, dass ein Lager isoliert wird, sodass der gesamte Rotor-Erd-Strom nur über ein Lager fließen kann. Aufgrund dessen wurde für die weiteren Versuche das nichtantriebsseitige Lager isoliert ausgeführt. Das antriebsseitige Lager, ausgeführt als Festlager, musste dann den vollständigen Rotor-Erd-Strom führen. Weiterhin wurde noch die Impedanz der Statorerdung erhöht (Erdungssystem ROER K3). Die Ergebnisse der mit dem Erdungssystem ROER K3 und dem antriebsseitigen Lager durchgeführten 500 h-Versuche zeigten, dass der Strom relativ konstant ist. Es stellte sich jedoch bei den durchgeführten Versuchen immer noch kein Riffelbild ein. Deshalb wurden die Versuchsdauer (500 h auf 1000 h) und die Schaltfrequenz f_c von 5 kHz auf 10 kHz verdoppelt. Somit konnte das Versuchslager der vierfachen Lagerstrombelastung ausgesetzt werden, da die Schaltfrequenz proportional zur Häufigkeit des Auftretens der Rotor-Erd-Ströme ist [16].

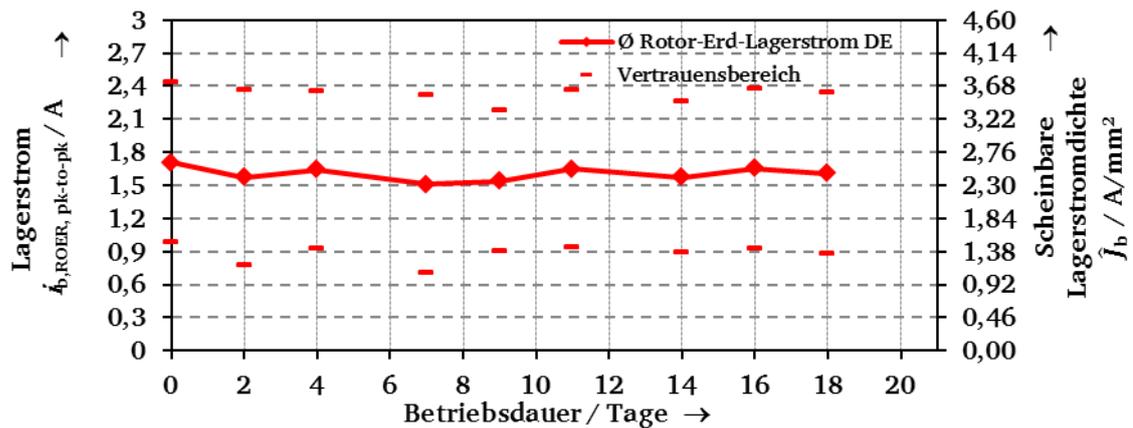


Abbildung 5-16: Gemessener pk-tp-pk-Mittelwerte des Rotor-Erd-Lagerstroms und berechnete scheinbare Lagerstromdichte während 500 h Versuchsdauer am Prüfstand 1-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Erdungssystem ROER K3, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$; Antriebsseite (rote Raute: Messwert, roter langer Strich: Vertrauensbereich), Nichtantriebsseite (grünes Dreieck: Messwert, grünes kurze Linie: Vertrauensbereich) [95]

Bei diesen Versuchen (z. B. 6205 C3-Setting 3: Abbildung 5-16) konnten Riffelbildung, Ansätze von Riffelbildung und Schmierstoffschädigungen bereits nach wenigen Tagen (z.B. 6205 C3-Setting 1: 462 Betriebsstunden – 19 Tage) festgestellt werden. Ebenfalls fielen Lager vorzeitig aus, da deren Geräuschentwicklung so unerträglich wurde, dass der Versuch abzustellen war (z.B. 6205 C3-Setting 3: 432 Betriebsstunden). Hier bestehen Analogien zu den Versuchsergebnissen von *Mütze* [16], bei welchen Riffelbildung (DE-Lager, $\hat{j}_{b,DE} = 2 \text{ A/mm}^2$) und Lagertotalausfall (NDE-Lager, $\hat{j}_{b,NDE} = 3,61 \text{ A/mm}^2$) bei 1275 Betriebsstunden bei einer Schaltfrequenz $f_c = 10 \text{ kHz}$ an einer 11 kW-Asynchronmaschine mit dem Lagertyp 6209 C3 auftrat.

5.2.2 Einfluss der Betriebsparameter

Die Rotor-Erd-Strom-Versuche mit künstlich erhöhtem Rotor-Erd-Strom wurden für die zwei Lagergrößen 6205 C3 und 6209 C3 durchgeführt. Es werden die Ergebnisse am Lagertyp 6205 C3 für den Prüfstand 1-1 und für den Lagertyp 6209 C3 für den Prüfstand 4-2 diskutiert. Eine Übersicht über die restlichen Versuchsergebnisse sind dem Anhang C3 zu entnehmen. Die geplanten 1000 Betriebsstunden konnten wegen der Lagerausfälle durch Riffelbildung und Schmierstoffversagen nicht immer erreicht werden. Auch war es nicht möglich, die scheinbare Lagerstromdichte bei allen Versuchen in gleicher Höhe einzustellen ohne am elektrischen System Änderungen vorzunehmen. Generell war bei allen Lagern, nach der Demontage der Lager, auffällig, dass der Schmierstoff „schwarz“ verfärbt war. Die Konsistenz des Schmierstoffs war ebenfalls verändert. Bei einigen Lagern hatte der Schmierstoff einen klebrig-harzigen Zustand angenommen (Abbildung 5-17 b) und c)). In allen Motoren war bei der Demontage auffällig, dass überdurchschnittlich viel Öl (Abbildung 5-17 a)) im Gehäuse der Motoren zu finden ist („Ausbluten“ des Schmierstoffes).

Der Einfluss der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ auf die Riffelbildung ist bei den Versuchsergebnissen sichtbar, hat aber eine untergeordnete Bedeutung. Der Einfluss der Lagerstromdichte auf die Riffelbildung ist eindeutig.

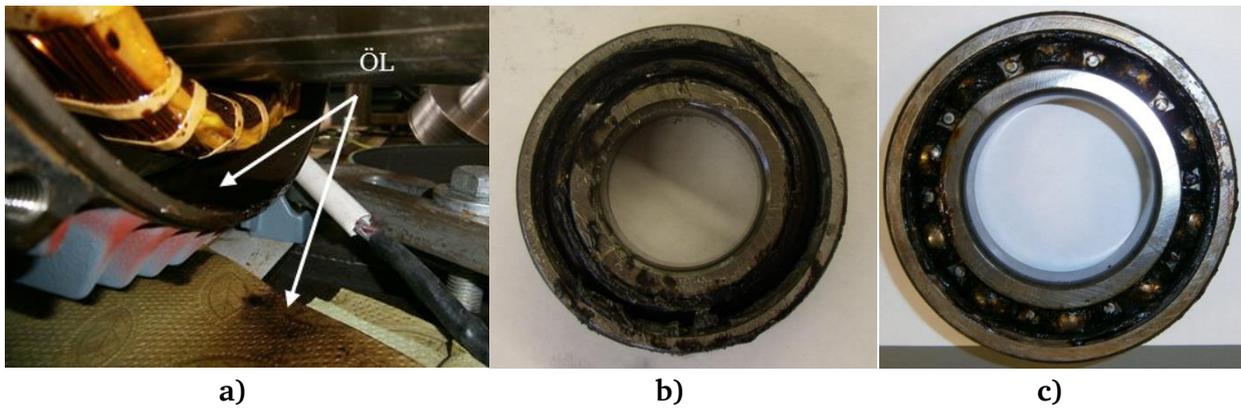


Abbildung 5-17: Beispiele: a) für ausgeblutetes Öl in und unterhalb des 11 kW-Asynchronmotors 4-1, b) ausgeblutete DE-Lager des 1,5 kW-Asynchronmotor 1-1 nach der Demontage (Versuchsreihe: 6209 C3-Setting 1), c) Verhartetes DE-Lager des 11 kW-Asynchronmotors 4-1 (Versuchsreihe: 6209 C3-Setting 4) [95]

Tabelle 5-5: Vergleich der Dauerversuchsergebnisse mit künstlich erhöhtem Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Ziel: 1000 h Versuchsdauer, Prüfstand 1-1, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N, Drehzahlen $n = 450$ und 1500 min^{-1} , mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60$ °C oder 100 °C [95], [96]

6205 C3-Setting	1	3	9	11
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N			
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N			
Drehzahl n	1500 min^{-1}		450 min^{-1}	
Lagertemperatur ϑ_{mb}	59 °C	100 °C	51 °C	100 °C
Bild: Innenring				
Lagerspannung U_b	3,47 V	3,43 V	2,64 V	2,72 V
Standardabweichung σ_{U_b}	0,72 V	1,29 V	0,53 V	0,39 V
Rotor-Erd-Lagerstrom $\dot{i}_{b,ROER,pk-to-pk}$	2,82 A	1,91 A	3,75 A	1,9 A
Standardabweichung σ_{i_b}	0,92 A	0,78 A	0,46 A	0,24 A
Lagerstromdichte \int_b	4,32 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	2,93 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	1,71 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	2,92 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Standardabweichung σ_j	2,33 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	1,34 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,71 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,86 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Energie je Rotor-Erd-Strom E	1,71 μJ	1,38 μJ	4,55 μJ	1,09 μJ
Gesamt-Häufigkeit $N_{b,ROER}$	23784·10 ⁶	33142·10 ⁶	30440·10 ⁶	77094·10 ⁶
Spurbreite Innenring b_i	5,5 mm	3,24 mm	4,88 mm	2,61 mm
Spurbreite Außenring b_a	3,48 mm	2,52 mm	2,76 mm	1,29 mm
Betriebsstunden t_b	432 h	672 h	1000 h	792 h
Lager nach Demontage				

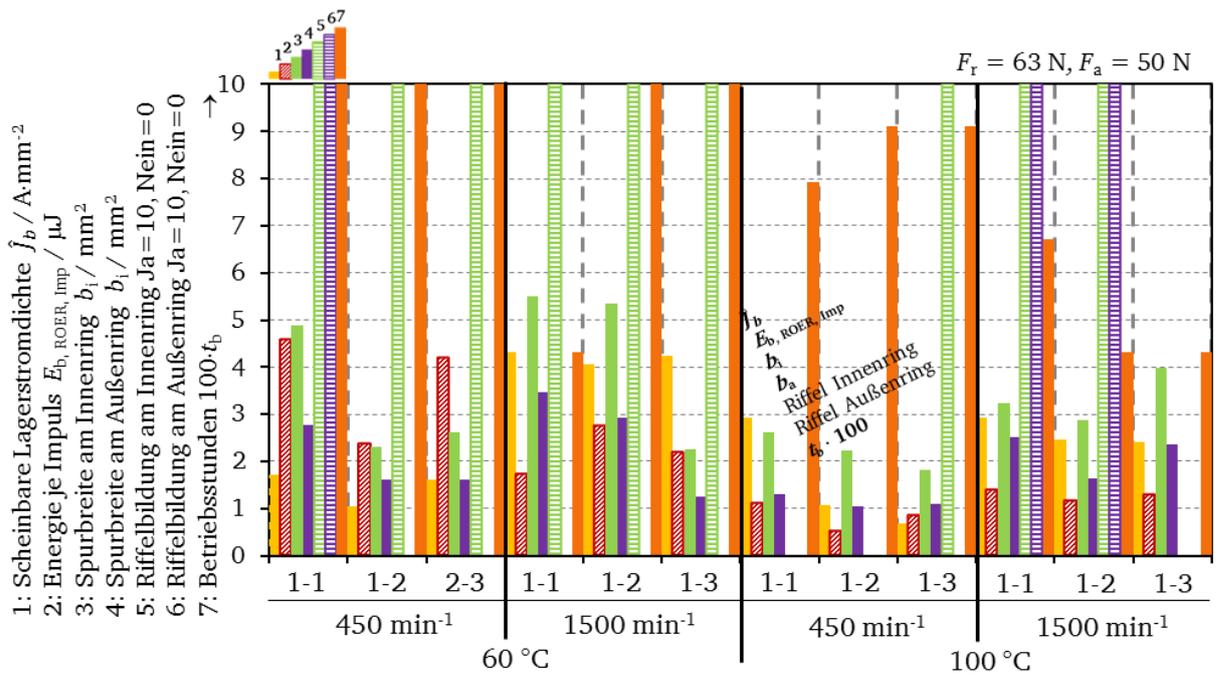


Abbildung 5-18: Vergleich der Rotor-Erd-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite, Ziel: 1000 h Versuchsdauer, Prüfstände 1-1 ... 1-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$, Drehzahlen $n = 450 \text{ min}^{-1}$ und 1500 min^{-1} , mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ oder $100 \text{ }^\circ\text{C}$ [95], [96]

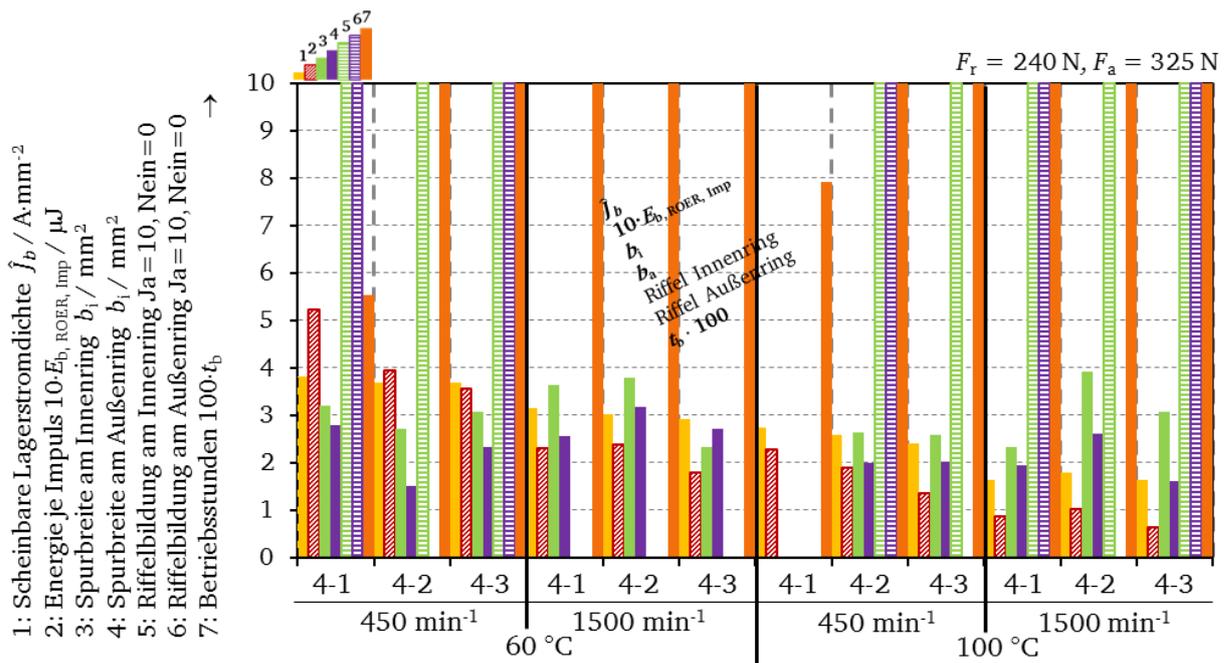


Abbildung 5-19: Vergleich der Dauerversuchsergebnisse mit künstlich erhöhtem Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Ziel: 1000 h Versuchsdauer, Prüfstand 4-1 ... 4-3, 11 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 240 \text{ N}$, axiale Lagerbelastungen $F_a = 325 \text{ N}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ oder $100 \text{ }^\circ\text{C}$ [96]

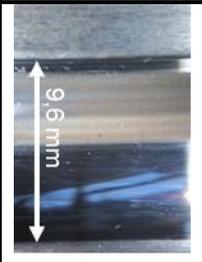
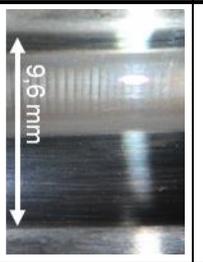
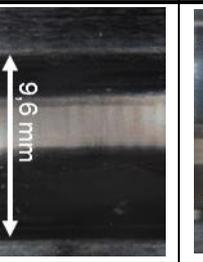
Unabhängig von der eingestellten radialen und axialen Lagerbelastung (z. B.: Lagertyp 6205 C3: $F_r = 63 \text{ N}, F_a = 50 \text{ N}$: Tabelle 5-5, Abbildung 5-18, Lagertyp 6209 C3: Abbildung 5-19) führt bei gleicher Lagerbelastung eine niedrigere Drehzahl zu einer höheren Anzahl erreichbarer Betriebsstunden.

Für den 1,5 kW-Asynchronmotor 1-1 (Tabelle 5-5) zeigt sich bei gleicher Belastung, dass eine erhöhte Lagertemperatur ($\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$), wegen der geringeren Schmierfilmhöhe zu

geringeren Lagerstromdichten (vgl. auch Abbildung 5-18) führt. Dieses Ergebnis wurde bei dem Lagertyp 6209 C3 bestätigt (Abbildung 5-19). Jedoch zeigt sich nur bei dem Lagertyp 6205 C3, dass eine erhöhte Lagertemperatur in Verbindung mit einem Rotor-Erd-Lagerstrom zu einer deutlichen Verkürzung der Laufzeiten führt. Die Erkenntnisse am Prüfstand 1-1 werden durch den Vergleich der parallel durchgeführten Versuche mit dem Lagertyp 6205 C3 (Abbildung 5-18) und dem Lagertyp 6209 C3 (Abbildung 5-19) bestätigt.

Wie aus Tabelle 5-5 zu ersehen, ist für die Drehzahl von 450 min^{-1} und bei der Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ °C}$ am Prüfstand 1-1 eine Riffelbildung am Innenring in nur einem Fall festzustellen. Bei der Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$ ist bei jedem Versuch eine Riffelbildung am Innenring und in einem Fall sogar am Außenring festzustellen. Die Betriebsdauern der Versuche an der 1,5 kW-Asynchronmaschine 1-1 zeigen bei der Betrachtung der Betriebsstunden eindeutig, dass die Lager auch verfrüht ausgefallen sind, obwohl keine Riffelbildung vorlag.

Tabelle 5-6: Vergleich der Dauerversuchsergebnisse mit künstlich erhöhtem Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Ziel: 1000 h Versuchsdauer, Prüfstand 4-2, 11 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6209 C3, Lagerfett: Multi 3, radiale Lagerbelastung $F_r = 240 \text{ N}$, axiale Lagerbelastungen $F_a = 325/720 \text{ N}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$ oder 100 °C [95], [96]

6209 C3-Setting	1	3	9	11
Radiale Lagerbelastung F_r	240 N			
Axiale Lagerbelastung F_a	325 N		720 N	
Drehzahl n	1500 min^{-1}		450 min^{-1}	
Lagertemperatur ϑ_{mb}	72 °C	100 °C	56 °C	100 °C
Bild: Innenring				
Lagerspannung U_b	10,75 V	7,79	11,74 V	10,17 V
Standardabweichung σ_{U_b}	1,70 V	0,38 V	1,78 V	1,16 V
Rotor-Erd-Lagerstrom $\dot{i}_{b,\text{ROER,pk-to-pk}}$	6,93 A	4,14 A	8,44 A	5,93 A
Standardabweichung σ_{i_b}	1,92 A	0,11 A	1,29 A	0,96 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	3,02 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	1,8 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	1,9 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	2,58 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Standardabweichung σ_j	1,15 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,52 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,59 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$	0,77 $\text{A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Energie je Rotor-Erd-Strom E	23,8 μJ	7,26 μJ	39,4 μJ	19,2 μJ
Gesamt-Häufigkeit $N_{b,\text{ROER}}$	$58191 \cdot 10^6$	$68648 \cdot 10^6$	$35508 \cdot 10^6$	$74913 \cdot 10^6$
Spurbreite Innenring b_i	3,79 mm	4,16 mm	1,76 mm	2,64 mm
Spurbreite Außenring b_a	3,01 mm	2,32 mm	1,23 mm	2,09 mm
Betriebsstunden	1000 h	1000 h	554 h	792 h
Lager nach Demontage				

Die Betrachtung aller Versuchsergebnisse bei der Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100\text{ °C}$ bestätigt dieses Ergebnis. Diese Lager waren in den Versuchen durchgängig kurz vor der Abschaltung durch extreme Geräuschentwicklung aufgefallen. Die Lager zeigten zumeist eher einen verharzten Schmierstoff (Abbildung 5-17 c)) als die Versuche bei der Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 60\text{ °C}$. In den Lagern war nach der Demontage auch kaum noch Schmierstoff vorhanden. Im Zusammenhang mit der Betrachtung der Drehzahl (kürzere Laufzeiten bei $n = 1500\text{ min}^{-1}$) ist eindeutig festzustellen, dass es zu Ausfällen aufgrund von Schmierstoffmangel gekommen ist. Bei der Betrachtung der Lagerbelastung und der Drehzahl ist festzustellen, dass eine niedrigere Schmierfilmhöhe zu einer späteren Riffelbildung bei längerer Laufzeit führt. Der Vergleich der Detailergebnisse am Prüfstand 1-1 steht den Ergebnissen des Lagertyps 6209 C3 am Prüfstand 4-2 gegenüber und bestätigt im Besonderen die gewonnenen Ergebnisse.

Aufgrund der gewählten scheinbaren Lagerstromdichten oberhalb von 1 A/mm^2 war ein Lagerausfall zu erwarten, was sich auch bestätigte. Die alternative Bewertung anhand der umgesetzten Energie je Impuls jedoch gestaltet sich schwierig.

Für den Lagertyp 6209 C3 zeigt die „Scheinbare Lagerstromdichte“ und die „Energie je Impuls“ mit unterschiedlichen Skalierungen für jeden Belastungsfall die richtige Tendenz hinsichtlich des Schädigungsgrads. Für den Lagertyp 6205 C3 jedoch, zeigt die Energie je Impuls keine klare Tendenz auf. Hier ist die Bewertung mittels scheinbarer Lagerstromdichte exakter.

Einfluss der axialen und radialen Lagerbelastung

Die Erhöhung der Lagerbelastung von 63 N auf 240 N radial und von 50 N auf 350 N axial führt beim 1,5 kW-Asynchronmotor (Abbildung 5-20) zur Reduktion der scheinbaren Lagerstromdichte und daher auch zu einer Reduktion der Riffelbildung. Gleiches ist für den Lagertyp 6209 C3 bei der Lagerbelastungsänderung von 325 N auf 995 N radial und von 240 N auf 720 N axial in Abbildung 5-21 zu erkennen. Am Beispiel für den Lagertyp 6205 C3 am Prüfstand 1-1 (Tabelle 5-7) ist dies im Detail nochmals angegeben.

Bei der niedrigsten Lastkombination für die 6205 C3-Lager ($F_r = 63\text{ N}$, $F_a = 50\text{ N}$) ist die gesamte Lauffläche verändert. Eine deutliche Abgrenzung der Laufspur ist nicht sichtbar. Mit der Zunahme der axialen und radialen Lagerbelastung wird eine deutliche graue Laufspur sichtbar die klare Kanten aufweist. Mit zunehmender Lagerbelastung ist für beide Lagertypen sichtbar, dass die Breite der grauen Laufspur kleiner wird. Bei der Betrachtung aller Versuchsergebnisse des Lagertyps 6205 C3 (Abbildung 5-20) zeigt die höchste eingestellte axiale Lagerbelastung ($F_a = 350\text{ N}$) das beste Gesamtbild. Hier findet sich die niedrigste Lagerschädigung bei gleichzeitig längster Versuchsdauer. Der Schmierstoff aus diesen Versuchen ist am geringsten verfärbt. Bei der erhöhten axialen Lagerbelastung (große Lastzone) tritt nur in zwei von sechs Betriebsfällen am Innenring eine Riffelbildung auf. Am Außenring ist keine Riffelbildung sichtbar.

In den sechs Versuchen, bei der die radiale Lagerbelastung größer ist als die axiale Lagerbelastung (d.h. kleine Lastzone), ist bei allen Versuchen ein Riffelbild am Innenring entstanden. Am Außenring der Versuchslager ist in zwei von sechs Fällen ein Riffelbild zu finden. Daher spielt das Lastverhältnis von axialer und radialer Lagerbelastung, folglich die Lastzone, eine Rolle.

Tabelle 5-7: Vergleich der Dauerversuchsergebnisse mit künstlich erhöhtem Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Ziel: 1000 h Versuchsdauer, Prüfstand 1-1, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = \text{ca. } 57 \text{ }^\circ\text{C}$, unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/240 \text{ N}$ und $F_a = 50/350 \text{ N}$ [95], [96]

6205 C3-Setting	1	2	5	6
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N	63 N	270 N	270 N
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N	350 N	50 N	350 N
Drehzahl n	1500 min^{-1}			
Lagertemperatur ϑ_{mb}	$59 \text{ }^\circ\text{C}$	$61 \text{ }^\circ\text{C}$	$58 \text{ }^\circ\text{C}$	$56 \text{ }^\circ\text{C}$
Bild: Innenring				
Lagerspannung U_b	3,47 V	3,44 V	2,73 V	2,87 V
Standardabweichung σ_{U_b}	0,72 V	0,77 V	1,22 V	0,18 V
Rotor-Erd-Lagerstrom $i_{b,\text{ROER,pk-to-pk}}$	2,82 A	2,59 A	1,68 A	1,48 A
Standardabweichung σ_{i_b}	0,92 A	0,66 A	0,24 A	0,09 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	$4,32 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$1,17 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$2,78 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$0,67 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Standardabweichung σ_j	$2,33 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$0,6 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$0,95 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$	$0,23 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$
Energie je Rotor-Erd-Strom E	$1,71 \text{ } \mu\text{J}$	$2,56 \text{ } \mu\text{J}$	$1,04 \text{ } \mu\text{J}$	$0,89 \text{ } \mu\text{J}$
Gesamt-Häufigkeit $N_{b,\text{ROER}}$	$23784 \cdot 10^6$	$55332 \cdot 10^6$	$63455 \cdot 10^6$	$68064 \cdot 10^6$
Spurbreite Innenring b_i	5,5 mm	4,85 mm	1,77 mm	1,64 mm
Spurbreite Außenring b_a	3,48 mm	3,16 mm	1,37 mm	1,09 mm
Betriebsstunden	432 h	864 h	1000 h	1000 h
Lager nach Demontage				

Die Versuchsergebnisse des Lagertyps 6209 C3 zeigen bei der erhöhten axialen Lagerbelastung $F_a = 720 \text{ N}$ deutlich frühere Lagerausfälle. Der Schmierstoff wird hier primär geschädigt und führt dann schnell zu einem Ausfall der Schmierung und folglich zu einem Lagerausfall. Die Laufbahnschäden sind durch stark braun verfärbte Oberflächen mit vereinzelt Ausbrüchen aus der Laufbahn gekennzeichnet. Der Verlauf der Lagertemperatur ist dadurch gekennzeichnet, dass diese ab ca. 200 Versuchsstunden stetig gestiegen ist. Diese Versuchsergebnisse zeigen, dass die Größenordnung der axialen Lagerbelastung unabhängig vom Lagertyp nicht skalierbar ist. Auch zeigt sich für den Lagertyp 6209 C3 (Abbildung 5-21) in Analogie zu den Ergebnissen des Lagertyps 6205 C3 eine höheres Auftreten der Riffelbildung, wenn die radiale Lagerbelastung überwiegt.

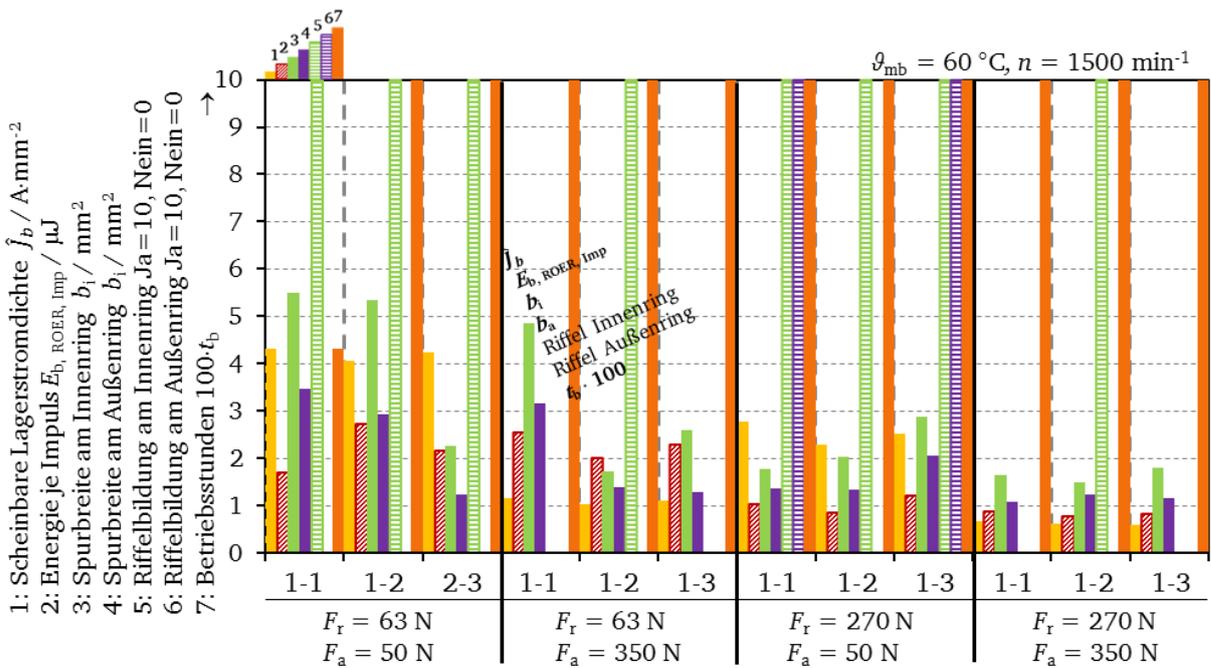


Abbildung 5-20: Vergleich der Rotor-Erd-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite mit Ziel von 1000 h Versuchsdauer, Prüfstände 1-1 ... 1-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 60 \text{ } ^\circ\text{C}$, unterschiedliche Kombinationen von radialen und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/240 \text{ N}$ und $F_a = 50/350 \text{ N}$ [95], [96]

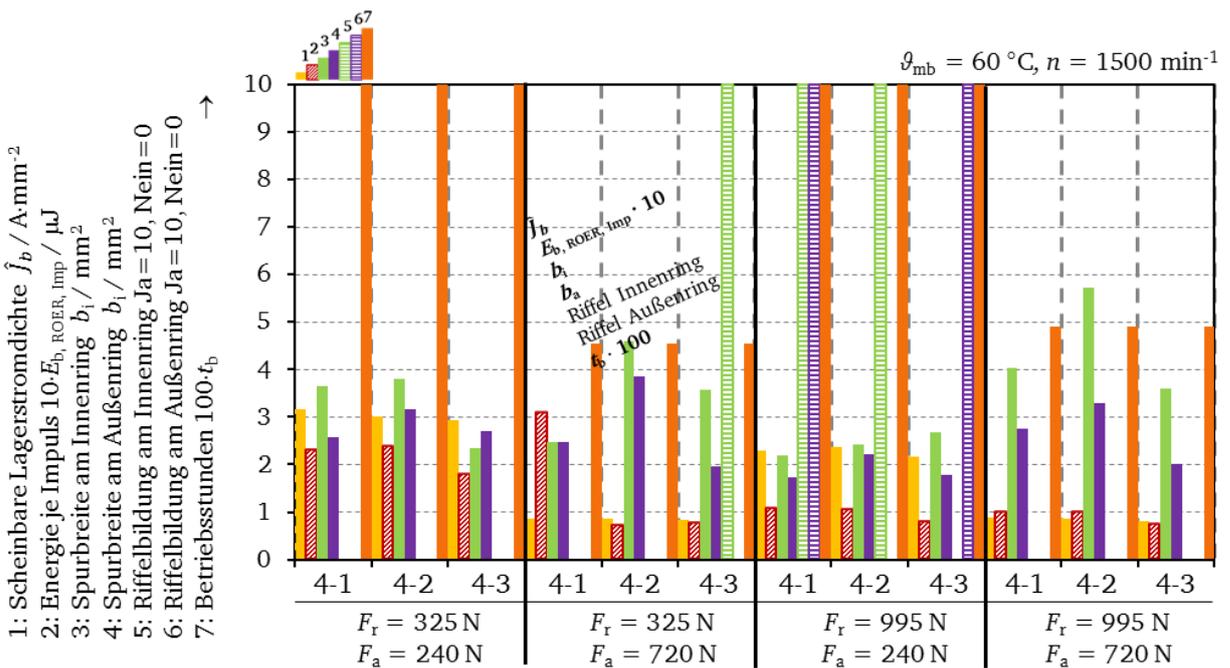


Abbildung 5-21: Vergleich der Rotor-Erd-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite mit Ziel von 1000 h Versuchsdauer, Prüfstände 4-1 ... 4-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 60 \text{ } ^\circ\text{C}$, unterschiedliche Kombinationen von radialen und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 325/995 \text{ N}$ und $F_a = 240/720 \text{ N}$ [95], [96]

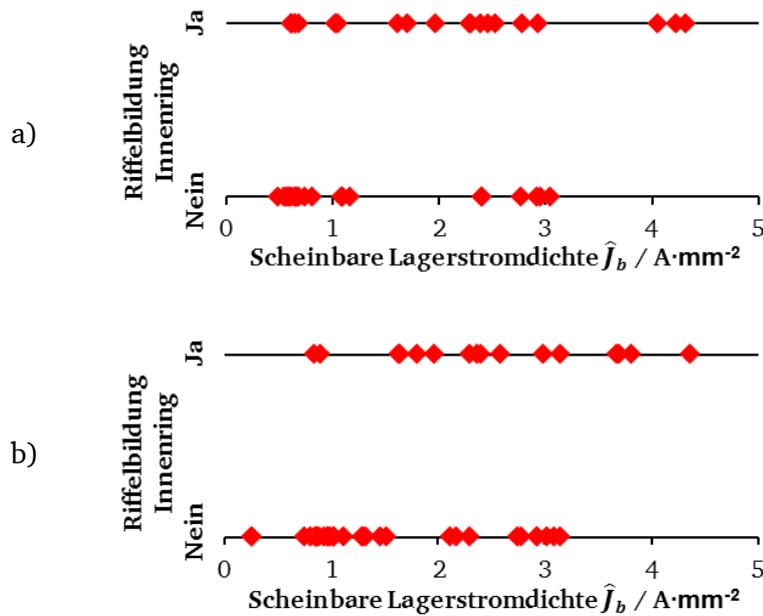


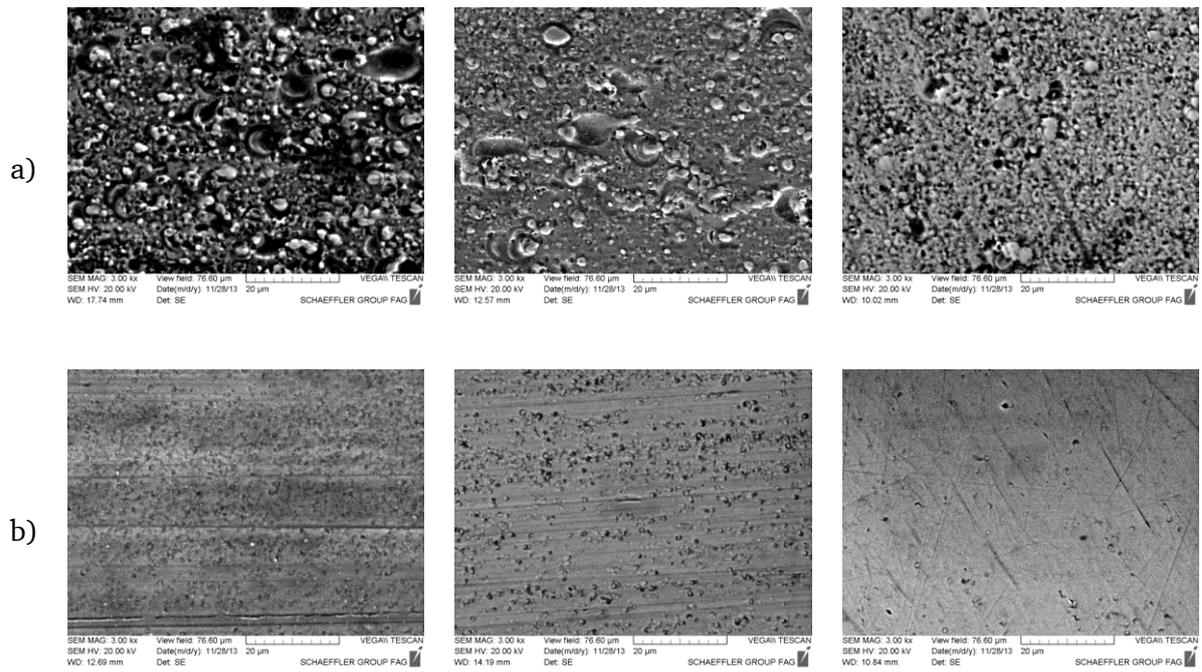
Abbildung 5-22: Vergleich der scheinbaren Lagerstromdichten und der aufgetretenen Riffelbildung bei Dauerversuchen mit künstlich erhöhtem Rotor-Erd-Lagerstrom, a) Prüfstände 1-1 ... 1-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, b) Prüfstände 4-1 ... 4-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, für verschiedene Kombinationen aus Drehzahl n , durchschnittliche Lagertemperatur ϑ_{mb} und radialer/axialer Lagerbelastung F_r und F_a [96]

Nimmt man alle ausgewerteten Versuche zusammen und korreliert die scheinbare Lagerstromdichte und die Riffelbildung miteinander (Abbildung 5-22), so lässt sich kein direkter Zusammenhang zwischen Riffelbildung und scheinbarer Lagerstromdichte finden, der besagt, dass ab einem Überschreiten von 1 A/mm^2 Riffelbildung innerhalb von 1000 h zwangsläufig auftreten muss. Der Trend zeigt aber deutlich, dass je höher die scheinbare Lagerstromdichte, desto wahrscheinlicher kommt es zur Riffelbildung. Die Versuche mit einer scheinbaren Lagerstromdichte unterhalb 1 A/mm^2 zeigen für diese Stichproben nur im Einzelfall ein Riffelbild, fallen aber trotzdem durch erhöhte Laufgeräusche aus (siehe auch Abbildung 5-18 bis Abbildung 5-21). Dies ist konform mit der Bewertung aus der Literatur, nach der ein Riffelbild bei scheinbaren Lagerstromdichten kleiner 1 A/mm^2 entstehen kann, aber nicht zwangsläufig muss.

Die Ergebnisse am Lagertyp 6209 C3 zeigen für gleiche Belastungsverhältnisse ähnliche Ergebnisse wie die Versuche mit dem Lagertyp 6205 C3. Auch hier ist festzustellen, dass der Schmierstoff bei hohen Lagerstromdichten über 1 A/mm^2 innerhalb kürzester Zeit eine starke Alterung erfährt. Das eingesetzte Fett blutete bei den Versuchen mit dem Lagertyp 6209 C3 wesentlich schneller aus als bei den Versuchen mit der Lagergröße 6205 C3. Hier bildeten sich Öllachen unter den Maschinen manchmal bereits nach 100 Betriebsstunden (siehe Abbildung 5-17 a)). Lager aus verschiedenen Versuchsreihen der Prüfstände 1-1 und 4-1 wurden durch die *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* analysiert. Im Folgenden werden die Ergebnisse für zwei Versuchsreihen am Prüfstand 1-1 und für eine Versuchsreihe am Prüfstand 4-1 dargestellt.

Bei der Betrachtung der REM-Aufnahmen (Abbildung 5-23, Abbildung 5-24) sind auf der Oberfläche Schweißperlen beim Lager in Abbildung 5-23a und beim Lager in Abbildung 5-24 deutlich zu erkennen. In beiden Fällen wurden die Versuche mit erhöhter axialer Lagerbelastung bei niedrigster radialer Lagerbelastung durchgeführt. Bei beiden Lagern wurde kein Riffelbild auf den Laufflächen gefunden. Auf den Laufflächen des Lagers mit der

niedrigen axialen Belastung $F_a = 50 \text{ N}$ und erhöhter radialer Lagerbelastung $F_r = 270 \text{ N}$ (Abbildung 5-23 b)) ist ebenfalls kein Riffelbild festgestellt worden.



Außenring

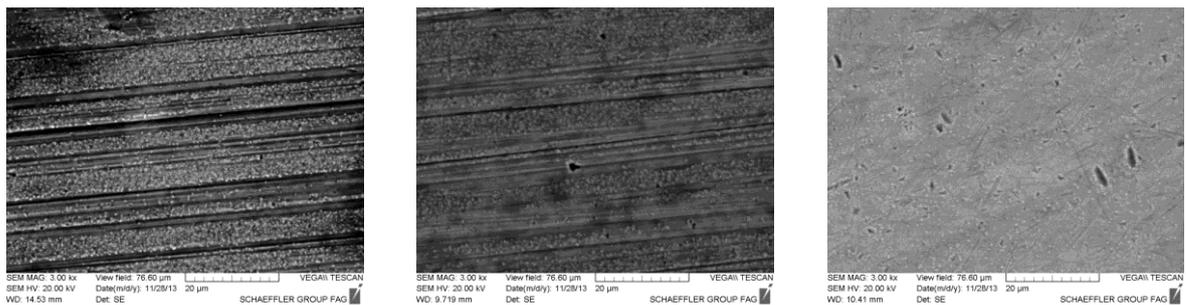
Innenring

Wälzkörper

Abbildung 5-23: REM-Aufnahmen der Schaeffler Technologies AG & Co. KG: 3000-fache Vergrößerung: Außenring, Innenring, Wälzkörper des DE-Lagers, Prüfstand 1-1, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1; Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100 \text{ °C}$:

a) nach 819 Betriebsstunden, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 350 \text{ N}$ ($\hat{J}_b = 0,74 \text{ A/mm}^2$, $E_{b,ROER} = 89,21 \mu\text{J}$),

b) nach 696 Betriebsstunden, radiale Lagerbelastung $F_r = 270 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$ ($\hat{J}_b = 1,91 \text{ A/mm}^2$, $E_{b,ROER} = 70,57 \mu\text{J}$) [96]



Außenring

Innenring

Wälzkörper

Abbildung 5-24: REM-Aufnahmen der Schaeffler Technologies AG & Co. KG: 3000-fache Vergrößerung des Außenrings, Innenrings und des Wälzkörpers des DE-Lagers, Prüfstand 4-1, 11 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1: nach 857 Betriebsstunden, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 720 \text{ N}$, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100 \text{ °C}$ ($\hat{J}_b = 1,03 \text{ A/mm}^2$, $E_{b,ROER} = 16,9 \mu\text{J}$) [96]

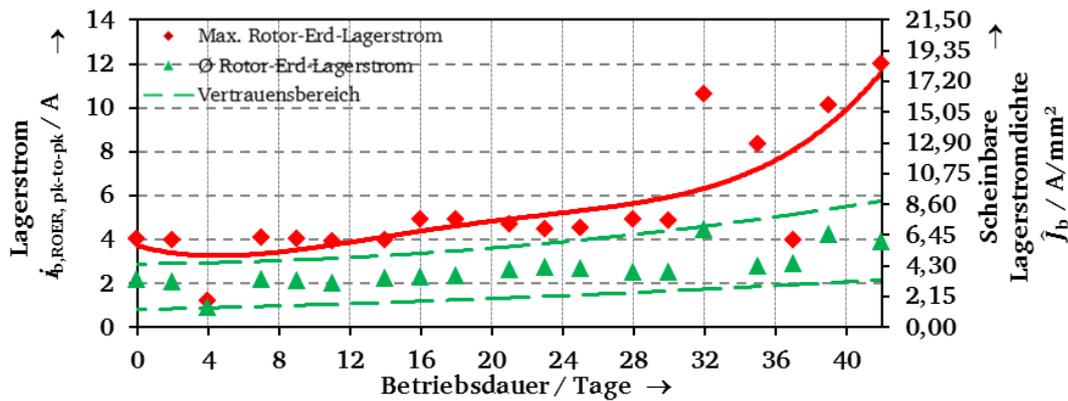


Abbildung 5-25: Gemessener pk-to-pk-Mittelwerte des Rotor-Erd-Lagerstroms und berechnete scheinbare Lagerstromdichte und b) gemessene Lagerspannung während 1000-Stunden Dauerversuch mit Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Schmierstoff G1, Prüfstand 1-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schaltfrequenz $f_c = 10$ kHz, Erdungssystem ROER K3, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N, Drehzahl $n = 1500$ min⁻¹, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 57$ °C [96]

Dieses Lager ist früher ausgefallen als das Lager mit erhöhter axialer Belastung. Dass kein Riffelbild auftrat, liegt vermutlich am frühen Versagen der Schmierung, die zum Lagerausfall führte (hohes Geräusch und Öllache). Die Lager mit der erhöhten axialen Lagerbelastung bieten dem Strom Pfade mit sehr niedrigen Schmierfilmhöhen an. Somit wird dort vermutlich weniger Schmierstoff thermisch zerstört und die Schmierung ist länger vorhanden. Die REM-Aufnahmen für die Lager mit erhöhter axialer Lagerbelastung lassen ebenfalls die Vermutung zu, dass diese Oberflächen eine starke Rauheit aufweisen, die wiederum dazu führt, dass die Lager in der Mischreibung betrieben werden. Dies ermöglicht dem Strom Pfade mit direktem metallischem Kontakt der Laufflächen und der Wälzkörper zu nehmen, was eine geringere Zerstörung des Schmierstoffes zur Folge hat.

Zusammenfassend ist für die Rotor-Erd-Lagerstromversuche festzuhalten, dass je geringer die Schmierfilmhöhe, desto weniger sind die Schäden an der Lauffläche ausgeprägt. Die auf den Laufflächen entstehenden Schweißperlen werden je nach Lagerbelastung unterschiedlich überrollt. Diese Feststellung muss insbesondere durch Diagnostik der Laufflächen weiter untersucht werden. Die durchgeführten Stichproben in dieser Arbeit waren in ihrem Umfang dafür nicht ausreichend gewesen.

Die Messergebnisse der Versuche mit Rotor-Erd-Lagerströme, bei denen die Lager früher ausgefallen waren, zeigten eine Erhöhung des maximalen pk-to-pk-Messwertes bei nahezu konstantem Mittelwert (Abbildung 5-25). Die Betrachtung der Entwicklung des Maximalwerts ermöglicht die Aussage, ob das Lager noch betriebsfähig ist, oder ob es zu einer Verschlechterung z.B. durch Riffelbildung im Betriebsverhalten kommt.

Bei der Analyse der Lager war, wie auch im nächsten Kapitel „Zirkular-Lagerströme“ gezeigt, auffällig, dass die durchtrennten Lagerhälften, z.B. des Innenrings (Abbildung 5-34), infolge des Magnetfelds des Lagerstroms remanent magnetisiert waren. Diese remanente Magnetisierung ist so stark ausgeprägt, dass beide Lagerhälften magnetisch „klebend“ gehoben werden können, ohne dass die nicht festgehaltene Lagerhälfte zu Boden fällt.

5.2.3 Einfluss des Schmierstoffs bei Rotor-Erd-Lagerströmen

Der Einfluss der Schmierstoffe G1 bis G5 wurde in einem 1000 h Dauerversuch mit Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüfstand 5 (Kapitel 3.1) für den Betriebspunkt „6205 C3-Setting 1“ durchgeführt. Das Erdungssystem ROER K3 wurde verwendet, mit der Modifikation, dass in die statorseitige Erdung ein veränderbare Impedanz eingebunden wurde. Hiermit wurde

versucht bei allen Versuchen die gleiche Lagerstromdichte von ca. $1,5 \text{ A/mm}^2$ einzustellen. Abbildung 5-26 zeigt den Vergleich der Mittelwerte der scheinbaren Lagerstromdichten und der Häufigkeit des Rotor-Erd-Lagerstroms je Sekunde an den 1,5 kW-Asynchronmaschinen 5-1 bis 5-3.

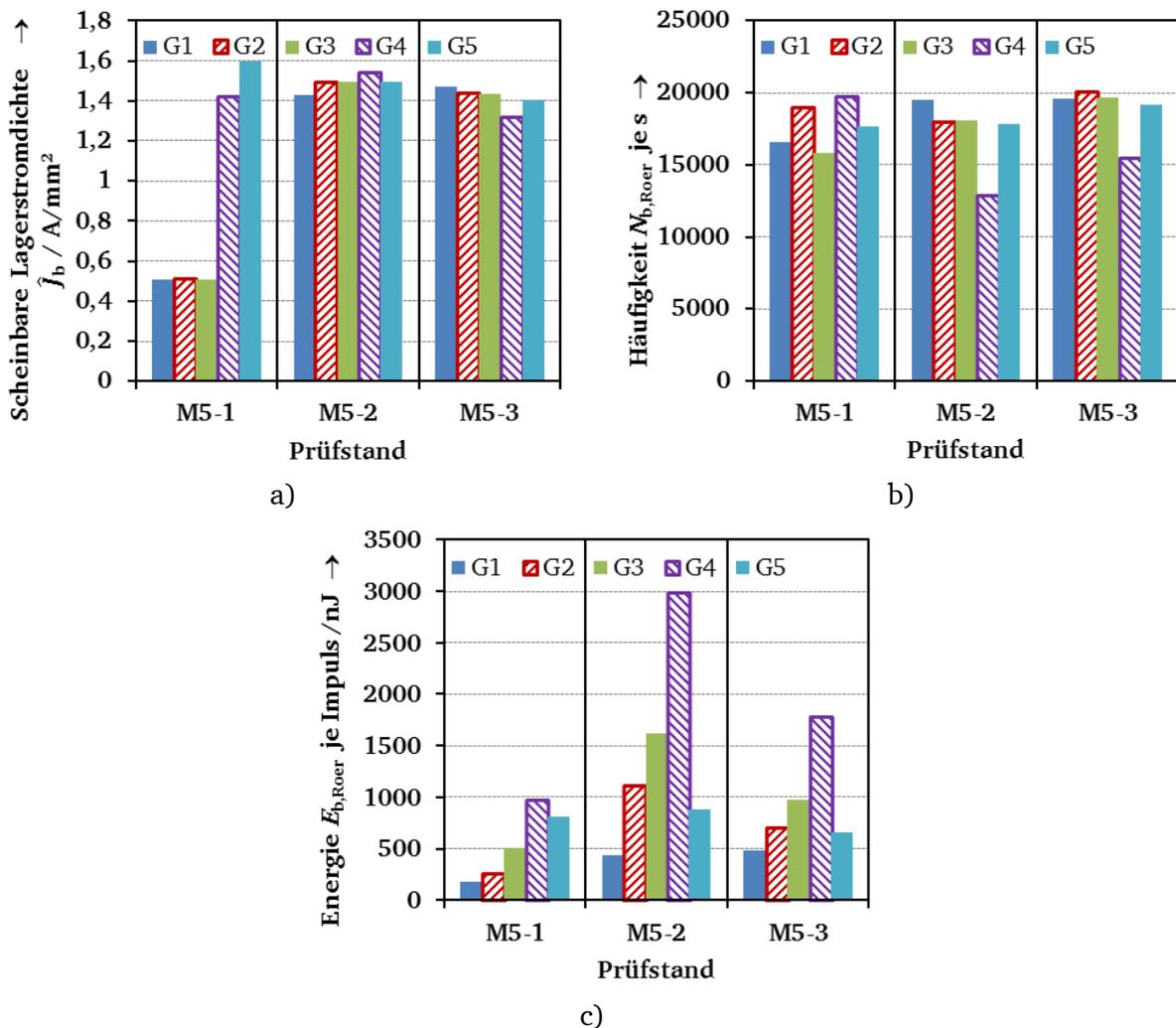
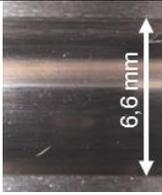
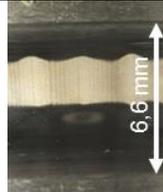
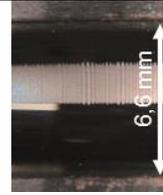
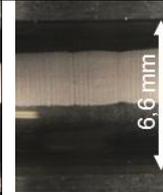
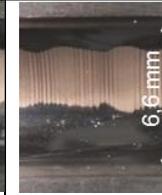


Abbildung 5-26: Vergleich der Mittelwerte a) der scheinbaren Lagerstromdichte, b) der Häufigkeit des Rotor-Erd-Lagerstroms je Sekunde, der c) Energie je Rotor-Erd-Lagerstrom-Impuls für die durchgeführten 1000 h Dauerversuche am Prüfstand 5 für die Schmierstoffe G1 ... G5 bei einem Triggerlevel von 100 mA auf den Rotor-Erd-Lagerstrom

Die Ergebnisse zeigen klar, dass die Versuche an den 1,5 kW-Asynchronmotoren 5-2 und 5-3 für alle Schmierstoffe unter gleichen Bedingungen durchgeführt worden sind. Am Prüfstand 5-1 waren die zuerst durchgeführten Versuche für den Schmierstoff G4 und G5 bzgl. der scheinbaren Lagerstromdichte vergleichbar mit den Prüfständen 5-2 und 5-3. Bei den Versuchen für die Schmierstoffe G1 bis G3 zeigte sich eine deutliche kleinere scheinbare Lagerstromdichte $\hat{j}_b = 0,5 \text{ A/mm}^2$ aufgrund einer fehlerhaften Kontaktierung des Erdungskabel der Statorerdung.

Weitere mögliche Fehler am Motor, an der Isolation der Nichtantriebsseite, ebenso ein Fehler am Messbypass selbst, können ausgeschlossen werden, da keine Differenz zwischen Rotor-Erd-Strom und Rotor-Erd-Lagerstrom aus den Messergebnissen festzustellen ist. Deshalb werden die Vergleiche der Messergebnisse am 1,5 kW-Asynchronmotor 5-2 aufgezeigt.

Tabelle 5-8: Vergleich der Versuchsergebnisse der Schmierstoffe G1 ... G5 im 1000-Stunden Dauerversuch mit Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Prüfstand 5-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schaltfrequenz $f_c = 10$ kHz, Erdungssystem ROER K3, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N, Drehzahl $n = 1500$ min⁻¹, mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb} ca. 60 °C

Schmierstoff	G1	G2*	G3	G4	G5
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N				
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N				
Drehzahl n	1500 min ⁻¹				
Antriebsseite					
Lagertemperatur ϑ_{ab}	62,5 °C	57 °C	59 °C	58 °C	64 °C
Bild: Innenring					
Lagerspannung U_b	3,04 V	4,02 V	4,35 V	4,66 V	4,42 V
Standardabweichung σ_{Ub}	0,84 V	2,29 V	2,86 V	3,55 V	3,44 V
Rotor-Erd-Lagerstrom $i_{b,ROER,pk-to-pk}$	0,94 A	0,97 A	0,95 A	0,86 A	0,97 A
Standardabweichung σ_{ib}	0,36 A	0,38 A	0,39 A	0,39 A	0,36 A
Lagerstromdichte \hat{j}_b	1,44 A·mm ⁻²	1,5 A·mm ⁻²	1,46 A·mm ⁻²	1,31 A·mm ⁻²	1,5 A·mm ⁻²
Energie je Rotor-Erd-Lagerstrom E	0,44 μJ	1,12 μJ	1,62 μJ	1,78 μJ	0,89 μJ
Häufigkeit $N_{b,ROER}$	70,8·10 ⁹	26,87·10 ⁹	40,68·10 ⁹	21,36·10 ⁹	41,52·10 ⁹
Häufigkeit $N_{b,ROER,1s}$	19473	17952	18109	15453	17797
Standardabweichung $\sigma_{Nb,ROER,1s}$	424	2412	1776	2605	2829
Spurbreite Innenring b_i	1,19 mm	2,2 mm	1,66 mm	2,38 mm	2,75 mm
Spurbreite Außenring b_a	0,67 mm	1,7 mm	0,95 mm	1,38 mm	1,56 mm
Betriebsdauer	1000 h	458 h	624 h	384 h	552 h
Lager nach Demontage					

Ein Vergleich der Ergebnisse des 1,5 kW-Asynchronmotors 5-1 (Tabelle 5-4) zeigt, dass mit Ausnahme des Schmierstoffs G1 kein anderer Schmierstoff die 1000 Betriebsstunden erreichte. Die niederohmigen Schmierstoffe G2 und G4 hatten die kürzesten Betriebsdauern. Beim Vergleich der gemessenen pk-to-pk-Rotor-Erd-Lagerstromwerte und deren Standardabweichung sind keine wesentliche Unterschiede festzustellen. Bei der Betrachtung der Mittelwerte der gemessenen Spannungen mit den dazugehörigen Standardabweichungen zeigt der Schmierstoff G1 eine um ca. 25 % geringere Lagerspannung und eine um 100 % kleinere Standardabweichung auf.

Daher wurden die Messungen der Lagerspannung und des Rotor-Erd-Lagerstroms im Detail betrachtet (Schmierstoff G1: Abbildung 5-27, Anhang C2, Schmierstoff G5: Abbildung 5-28). Hier ist auffällig, dass beim Schmierstoff G1 konstante Rotor-Erd-Lagerströme und konstante Lagerspannungswerte über die vollständige Betriebsdauer von 1000 Betriebsstunden gemessen wurden.

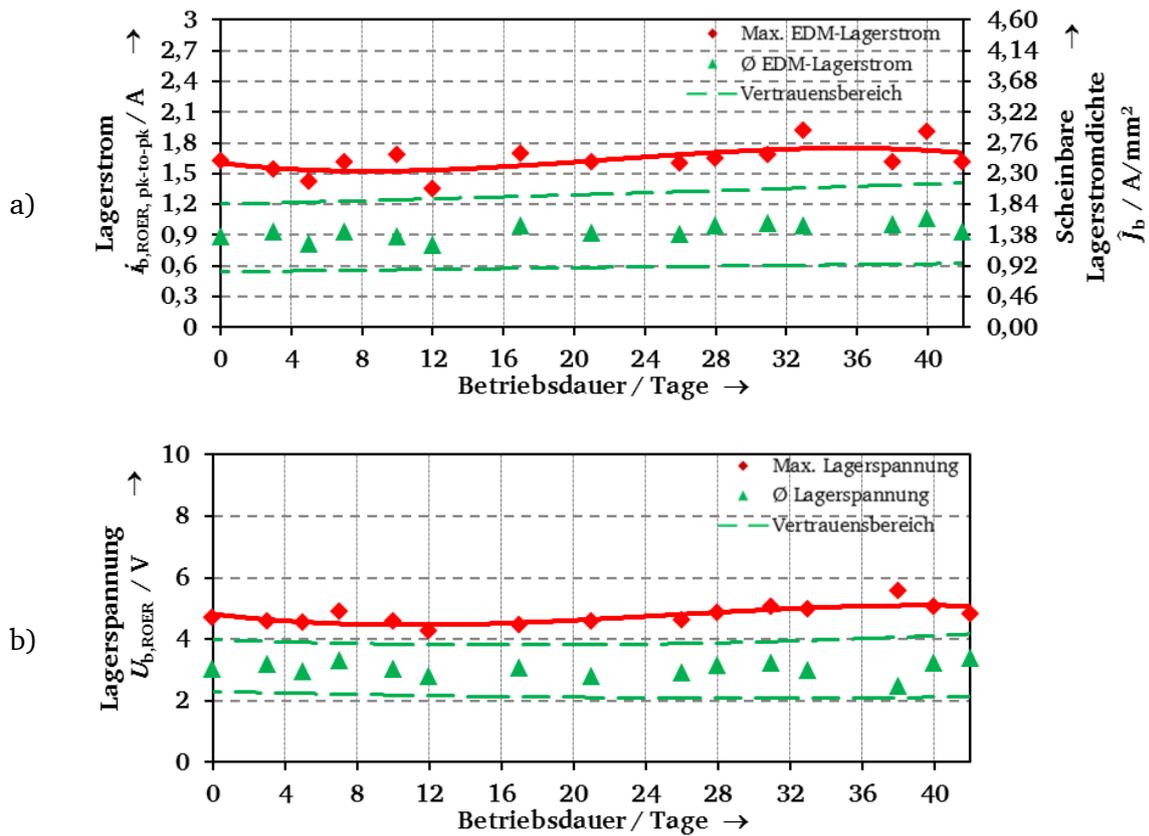


Abbildung 5-27: a) Gemessener pk-to-pk-Mittelwerte des Rotor-Erd-Lagerstroms und berechnete scheinbare Lagerstromdichte und b) gemessene Lagerspannung während 1000-Stunden Dauerversuch mit Rotor-Erd-Lagerstrom am Prüflager der Antriebsseite, Schmierstoff G1, Prüfstand 5-2, 1,5 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6205 C3, Schaltfrequenz $f_c = 10$ kHz, Erdungssystem ROER K3, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 62$ °C

Bei den Schmierstoffen G2 ... G5 wurde eine höhere Spannung gemessen, welche sich direkt auf die berechnete Energiewerte (Kapitel 3.6.2) auswirkt. Hier zeigt der Vergleich der durchschnittlichen Energie je Rotor-Erd-Lagerstrom-Impuls (Abbildung 5-26 c)), dass beim Schmierstoff G1 die geringste Energie umgesetzt wird. Der Schmierstoff G4 zeigt die höchste umgesetzte Energie je Rotor-Erd-Lagerstrom-Impuls. Diese Beobachtungen decken sich mit der Bewertung der Lagerlaufflächen aus

Tabelle 5-8. Hier hat der Schmierstoff G4 die kürzeste Laufzeit mit 384 h und zeigt auf der Lagerlauffläche des Innenrings eine deutlich ausgebildete Riffelbildung. Der Vergleich der Energie gibt beim Vergleich zwischen dem Schmierstoff G2 mit dem Schmierstoff G5 ebenfalls die richtige Tendenz zur Laufzeit an die bei dem Schmierstoff G5 um 94 h höher liegt als beim Schmierstoff G2. Lediglich der Schmierstoff G3 kann nicht exakt entsprechend der Energie je Lagerstromimpuls bezüglich der Laufzeit eingestuft werden, da der Versuch mit Schmierstoff G3 am zweitlängsten lief. Bei der Energiebetrachtung hat der Schmierstoff den zweithöchsten Wert.

Bei der genauen Betrachtung der gemessenen Lagerspannung tritt beim Schmierstoff G5 (Abbildung 5-28), wie auch bei den Schmierstoffen G2 bis G4, zwischen dem fünften und dem zwölften Tag eine wesentliche Änderung bei den gemessenen Maxima der Lagerspannung auf. Diese springen um bis zu 500 % bei den Schmierstoffen G2 ... G5. Eine solche Änderung der Messwerte bedarf einer Veränderung der Lagerimpedanz bzw. Übergangswiderstands der Lagerlauffläche zum Wälzkörper.

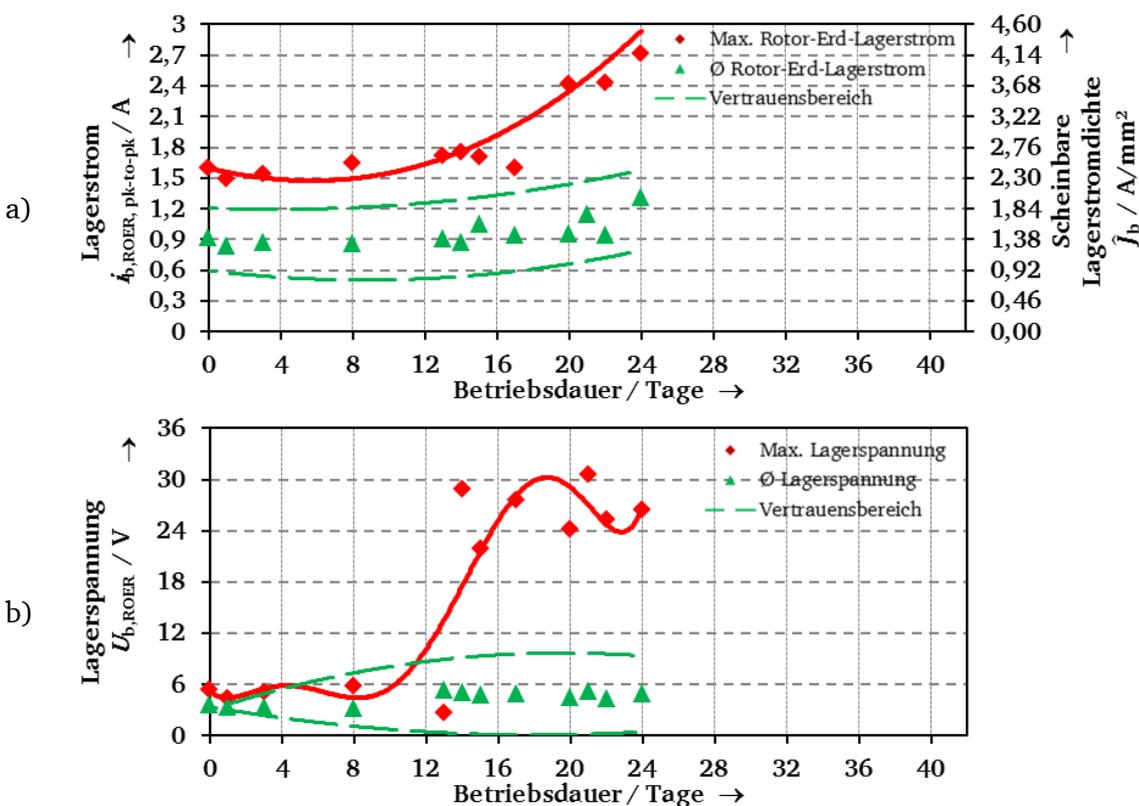


Abbildung 5-28: wie Abbildung 5-27, jedoch Schmierstoff G5 bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 67 \text{ }^\circ\text{C}$

Aufgrund der Zusammensetzung der Schmierstoffe ist der Schmierstoff G1 jener mit dem kleinsten Additivpaket (Kapitel 2.2). Es wird daher vermutet, dass die im Schmierstoff beinhalteten Additive im ersten Betriebsbereich bis zu der Änderung der Spannungsmesswerte aufgebraucht werden oder die Additive diese 5...12 Tage benötigen, um die Triboschicht aufzubauen. Weitere Untersuchungen hierzu sind notwendig.

5.2.4 Fazit aus den Rotor-Erd-Lagerstromversuchen

Die Ergebnisse der Rotor-Erd-Lagerstrom-Versuche zeigen auf, dass der Rotor-Erd-Lagerstrom massive Schäden am Schmierstoff und an den Laufflächen durch Riffelbildung erzeugt. Die

eingesetzten scheinbaren Lagerstromdichten oberhalb von $0,7 \text{ A/mm}^2$ rufen die Schäden zum Teil in weniger als 1000 Betriebsstunden hervor. Damit kann die Grenze aus der Literatur bestätigt werden, bei der oberhalb von einer scheinbaren Lagerstromdichte von $0,7 \text{ A/mm}^2$ mit einem Ausfall zu rechnen ist. Bei gleichem elektrischem System bedingt die Änderung der Betriebsbedingungen unterschiedliche Lagerstromdichten. Somit hat die Schmierfilmhöhe einen Einfluss auf den Schädigungsgrad. Für beide untersuchten Lagertypen ist der Schädigungsgrad an den Lagerlaufflächen größer, je höher die Schmierfilmhöhe ist. Somit wirkt sich eine niedrigere Schmierfilmhöhe positiv auf die Lebensdauer der Lauffläche aus, da insbesondere das Volumen an geschädigtem Schmierstoff dadurch klein gehalten wird. Höhere Lagertemperaturen führen in Verbindung mit Rotor-Erd-Lagerströmen zu schnellerer Schmierstoffalterung und Lagerschädigungen, als alleinig durch die Lagertemperatur bedingt wird. Ein Einfluss einer kontinuierlichen Schmierung wurde hier nicht getestet. Daher müssen bei der Auslegung der Lager unter Rotor-Erd-Strom Einfluss zu hohe Schmierfilmhöhen vermieden werden.

Die Erhöhung der axialen Lagerbelastung hat beim Lagertyp 6205 C3 zu einer Erhöhung der Laufzeit bei Reduzierung der Riffelbildung geführt. Beim Lagertyp 6209 C3 führte die Zerstörung des Schmierfettes bei den erhöhten axialen Lagerbelastungen zu instabilen Betriebsbedingungen und folglich zu einem mechanischen Ausfall der Lager. Bei beiden Lagertypen führt die Erhöhung der radialen Lagerbelastung zu einer verstärkten Riffelbildung. Die Dauerversuche mit den unterschiedlichen Schmierstoffen G1 ... G5 zeigen klar auf, dass der Schmierstoff einen Einfluss auf die Ausbildung der durch Rotor-Erd-Lagerstrom bedingten Lagerschäden und folglich auf die Betriebsdauer hat. Insbesondere die niederohmigen Schmierstoffe führen zu schnellen Lagerausfällen (Schmierstoff G4: 384 Betriebsstunden). Zum Testen der Schmierstoffe mussten die Erdungsverhältnisse angepasst werden, um jeweils die gleiche scheinbare Lagerstromdichte einzustellen. Damit zeigt sich, dass der Schmierstoff das elektrische System beeinflusst. Daher sollte der optimale Schmierstoff zur Vermeidung/Minderung von Rotor-Erd-Lagerströmen isolierend wirken. Inwieweit sich Abriebsprozesse und Verunreinigung auf einen dauerhaften isolierenden Schmierfilm auswirken, ist noch zu untersuchen. Die Versuche zeigen für gleiche scheinbare Lagerstromdichte bei unterschiedlichen Schmierstoffen unterschiedliche Betriebsdauern und somit konnte verdeutlicht werden, dass für gleiche elektrische Systeme bei unterschiedlich eingesetzten Schmierstoffen unterschiedliche Schadensverläufe auftraten.

Wie die Versuchsergebnisse zeigen, muss bei der Systemauslegung unbedingt beachtet werden, dass keine Rotor-Erd-Lagerströme auftreten bzw. dass diese unterhalb einer scheinbaren Lagerstromdichte von $0,1 \text{ A/mm}^2$ bleiben. Inwieweit diese Grenze für alle Lagerbaureihen anzusetzen ist, muss insbesondere für Großlager in anderen Untersuchungen aufgezeigt werden. Bereits bei den zwei untersuchten Baureihen sind signifikante Unterschiede, insbesondere durch die Lagerbelastung, festzustellen.

Die Bewertung des Schädigungsverhaltens unter Verwendung der „Energie je Impuls“ ergab keine klare Aussage hinsichtlich der Versuche mit dem Lagertyp 6205 C3. Beim Lagertyp 6209 C3 sind die „Energie je Impuls“ und „Scheinbare Lagerstromdichte“ in Übereinstimmung und zeigen die gleichen Tendenzen auf. Der Informationsmehrwert ist folglich nicht gegeben und damit ist der extrem hohe zeitliche Aufwand zur Ermittlung der Energie je Impuls nicht gerechtfertigt.

Weiterhin konnte gezeigt werden, dass bei kontinuierlicher Überwachung mittels Stichproben des Rotor-Erd-Lagerstroms auf den Zustand des Lagers geschlossen werden kann. Zur Diagnose von Lagern, welche durch Rotor-Erd-Lagerströme geschädigt wurden, können die schadhafte Lager hinsichtlich ihrer Magnetisierung bei durchtrennten Lagerhälften

begutachtet werden. Da auch ein Zirkular-Lagerstrom eine Magnetisierung der Lager bewirkt, muss dieser durch die passende Wahl des Gesamtsystems ausgeschlossen werden.

5.3 Zirkular-Lagerströme

Damit Zirkular-Lagerströme auftreten, muss der E-Motor ausreichend groß sein. Die 1,5 kW und 11 kW-Motoren sind für die Ausbildung von Zirkularströmen zu klein. Bei den größeren 110 kW-Motoren waren die Zirkularlagerströme stark ausgeprägt. Deshalb wurden drei Dauerversuche Z1, Z2, Z3 (Tabelle 5-9) an zwei 110 kW-Asynchronmotoren (Kapitel 3.1.5) für je 2000 Betriebsstunden durchgeführt. Bei allen drei Versuchen war kein Lager durch Geräuschentwicklung oder Schwingungsanregung aufgefallen, da die Lagerstromdichte zu gering war (Tabelle 5-10), um zur Riffelbildung zu führen.

Die scheinbaren Lagerstromdichten sind in allen drei Fällen kleiner als $0,3 \text{ A/mm}^2$ und liegen damit nach [16] im unkritischen Bereich ($< 0,3 \text{ A/mm}^2$). Der Schmierstoff zeigte nach der Demontage der Lager keine Auffälligkeiten in Farbe und Konsistenz.

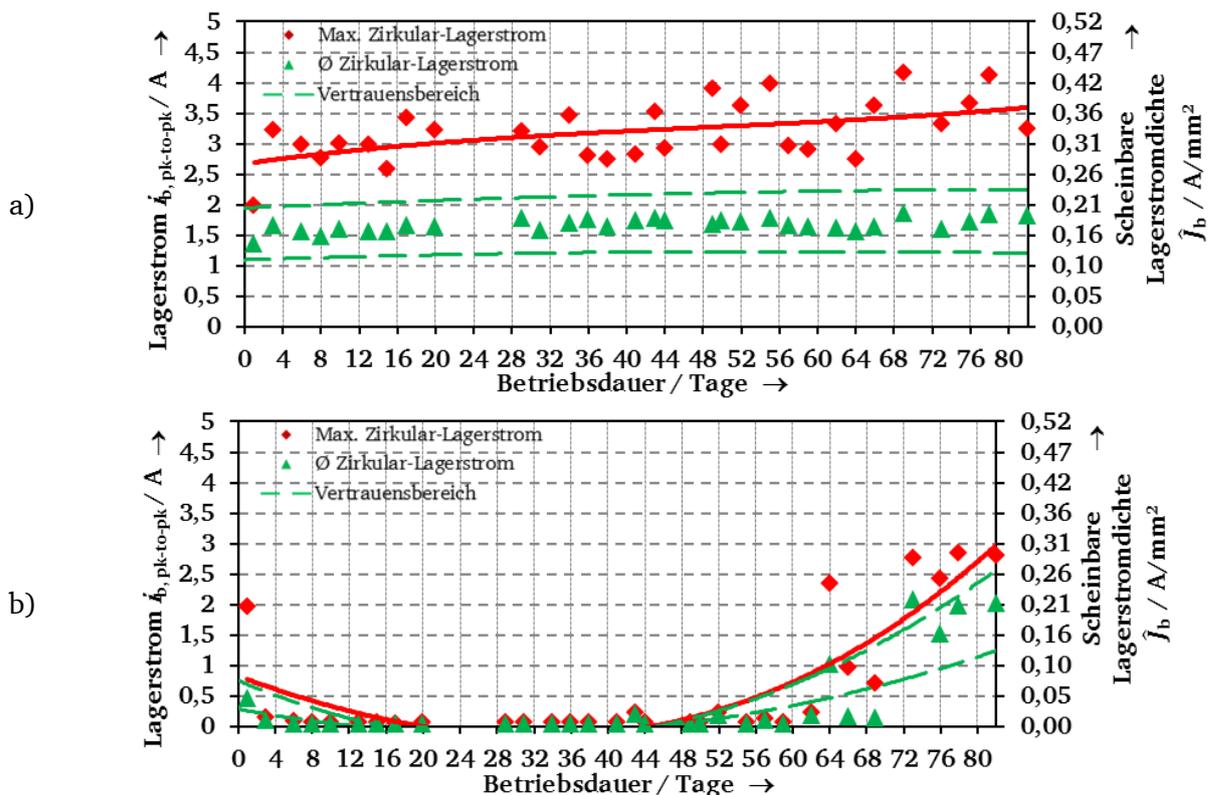


Abbildung 5-29: Verlauf des Zirkular-Lagerstrom-pk-to-pk-Werts an der Antriebsseite über 2000 h Versuchsdauer; a) Prüfstand 6, b) Prüfstand 7, 110 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: DE: 6317 C3, NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 300 \text{ min}^{-1}$, Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 45 \text{ }^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1,3 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$, rot (Raute: Messwert, Linie: interpolierter Verlauf): Maximal gemessener Zirkular-Lagerstromwert, grün (Dreieck: Messwert, Linien: Vertrauensbereich): durchschnittlicher Zirkular-Lagerstrom [96]

Bei der ersten Versuchsreihe traten für den Versuch am Prüfstand 7 die Zirkular-Lagerströme erst ab einer Betriebsdauer von ca. 1480 Betriebsstunden auf. Beim Prüfstand 6 traten unter gleichen Versuchsbedingungen die Zirkularströme hingegen schon ab Versuchsbeginn auf. Es ist daher davon auszugehen, dass am Prüfstand 7 beim Einlaufen eine bessere Schmierfilmverteilung erfolgte und so das Lager zunächst nicht im Bereich der Vollschmierung betrieben wurde. Dadurch war der Zirkularstrom durch den isolierenden Schmierfilm eine bestimmte Zeit unterbrochen gewesen. Ein solches Verhalten wurde bei den anderen beiden Versuchen nicht mehr beobachtet. Bei der zweiten und dritten Versuchsreihe traten über die gesamte Betriebsdauer von 2000 h Zirkularlagerströme auf, wie dies die Messergebnisse für die Versuchsreihe Z3 am Prüfstand 6 (Abbildung 5-30) zeigen.

Tabelle 5-9: Übersicht des Versuchsplans mit Zirkular-Lagerstrom, 110 kW-Asynchronmotoren M110_1 und M110_2, Lagertyp DE: 6317 C3, Lagertyp NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1, Schaltfrequenz 4,5 kHz, Pulsmuster AVM 60°, Kabellänge 10 m, Versuchsdauer 2000 h [96]

Prüfnummer	Drehzahl n / min^{-1}	Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} / \text{°C}$	Radiale Lagerbelastung F_r / kN	Axiale Lagerbelastung F_a / kN
Z1	300	45 °C	2,5	1,3
Z2		45 °C	2,5	2,6
Z3		70 °C	2,5	1,3

Tabelle 5-10: Übersicht der gemessenen Lagerstrom- und Lagerspannungsmittelwerte über die Versuchsdauer 2000 Betriebsstunden für alle drei durchgeführten Zirkular-Lagerstromversuche, Lagertyp DE: 6317 C3, NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1 [96]

Hertz'sche Druckfläche am Innenring:

Versuch Z1 & Z3: DE: $A_{\text{Hertz}} = 6,4 \text{ mm}^2$, NDE: $A_{\text{Hertz}} = 9,72 \text{ mm}^2$;
 Versuch Z2: DE: $A_{\text{Hertz}} = 11,08 \text{ mm}^2$, NDE: $A_{\text{Hertz}} = 15,07 \text{ mm}^2$.

Versuch Nr.	Lagerspannung		Lagerstrom		Häufigkeit		Scheinbare Lagerstromdichte
	U_{b} / V	$\sigma_{U,b}$	i_b / A	$\sigma_{i,b}$	$N / 1/\text{s}$	σ_N	$\hat{j}_b / \text{A}/\text{mm}^2$
Z1(6,DE)	3,39	0,27	1,67	0,11	9139	45	0,26
Z1(7,DE)*	15,99	2,1	1,79	0,39	5115	832	0,28
Z2(6,DE)	3,09	0,53	1,37	0,12	9081	122	0,28
Z2(7,DE)	2,34	1,11	1,11	0,13	8432	984	0,10
Z3(6,DE)	3,51	0,11	1,18	0,06	8942	215	0,18
Z3(7,DE)	2,46	1,11	1,09	0,15	8804	341	0,17
Z1(6,NDE)	14,93	8,75	1,62	0,22	9582	2253	0,17
Z1(7,NDE)*	7,45	2,88	0,79	0,51	5482	5285	0,08
Z2(6,NDE)	2,1	0,9	1,41	0,17	9136	38	0,09
Z2(7,NDE)	3,07	0,19	1,3	0,11	8392	809	0,09
Z3(6,NDE)	3,39	0,4	1,2	0,1	9059	121	0,12
Z3(7,NDE)	3,09	0,77	1,12	0,15	8900	219	0,12

*Kombinationen aus Zirkular- und EDM-Strömen gemessen. Der Fall bei Z1, wo nur EDM-Lagerströme bis zu einer Laufdauer von 1480 Betriebsstunden auftraten, ist nicht berücksichtigt.

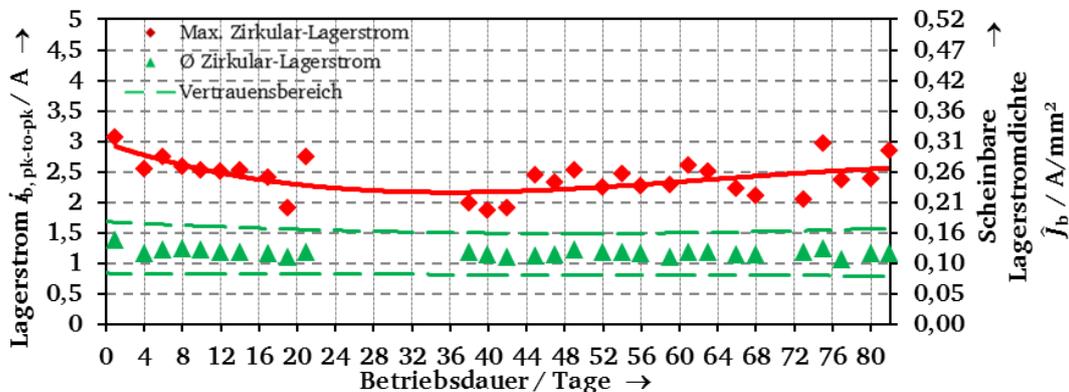


Abbildung 5-30: Wie Abbildung 5-29 a), jedoch mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 70 \text{ °C}$, rot (Raute: Messwert, Linie: interpolierter Verlauf): Maximal gemessener Zirkular-Lagerstrom, grün (Dreieck: Messwert, Linien: Vertrauensbereich): durchschnittlicher Zirkular-Lagerstrom [96]

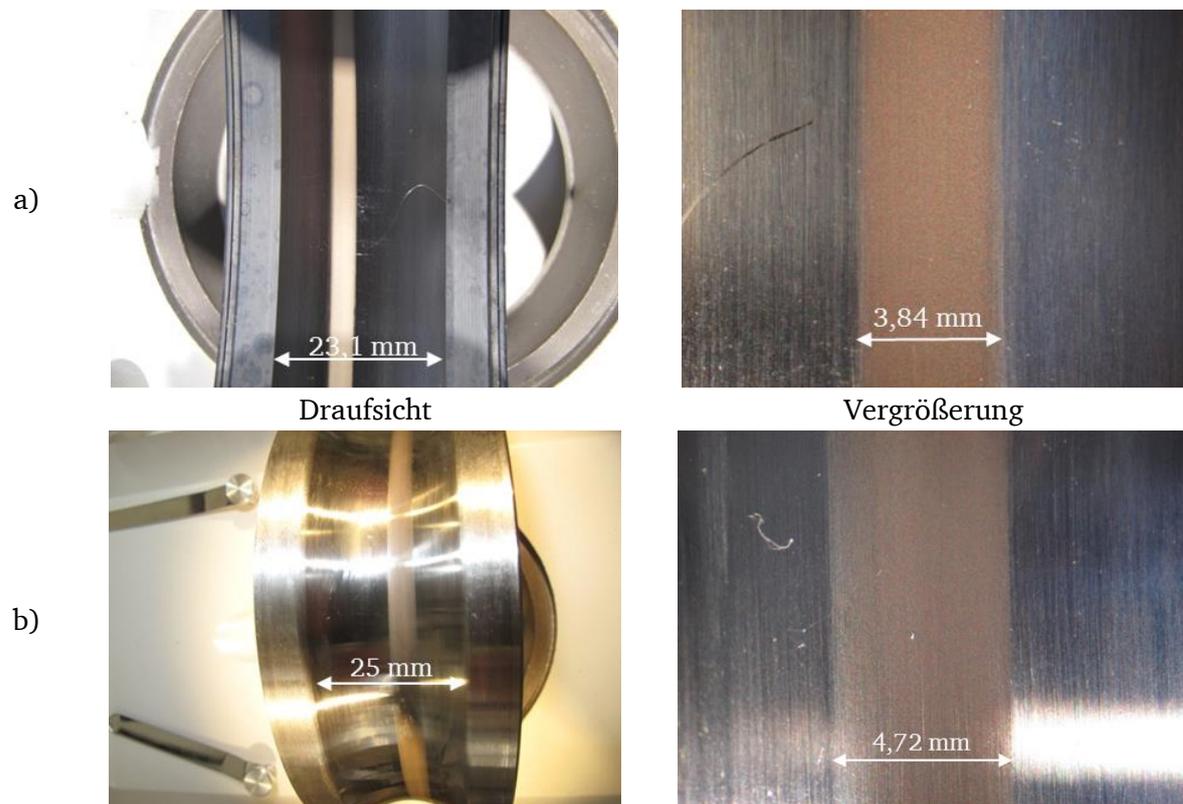


Abbildung 5-31: Laufflächen des Lagers der Antriebsseite: a) Außenring b) Innenring. Zirkular-Lagerstromversuch Z3, 2000 h Versuchsdauer, Prüfstand 7, 110 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6317 C3, Drehzahl $n = 300 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 70^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1,3 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$ [96]

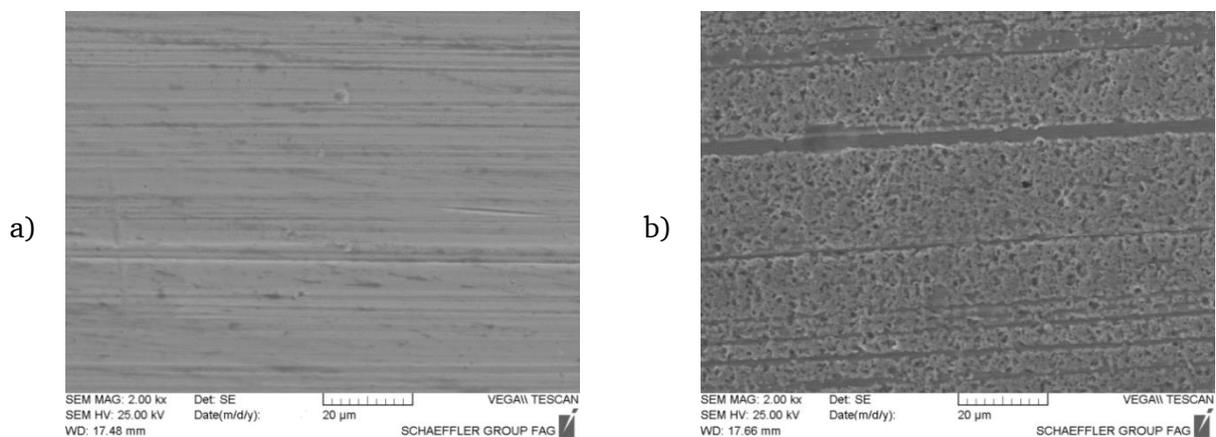


Abbildung 5-32: REM-Aufnahmen der *Schaeffler Technologies AG & Co. KG*. 2000-fache Vergrößerung der Laufflächen des Lagerinnenrings der Antriebsseite: a) Zirkular-Lagerstromversuch Z1 ($\hat{j}_b = 0,28 \text{ A/mm}^2$), b) Zirkular-Lagerstromversuch Z2 ($\hat{j}_b = 0,1 \text{ A/mm}^2$), 2000 h Versuchsdauer, Prüfstand 7, 110 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6317 C3, Drehzahl $n = 300 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 45^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1,3 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$ [96]

Die Messergebnisse der Versuchsreihen Z2 und Z3 (Abbildung 5-30) zeigen, dass der Zirkularstrom über die gesamte Betriebsdauer mit nahezu konstantem Wert über die Lager fließt. Dementsprechend wird zum Vergleich aller Versuche der Mittelwert aus der Gesamtversuchsdauer herangezogen (Tabelle 5-10). Die Streuung der gemessenen pk-to-pk-Stromwerte der Versuchsreihen Z2 und Z3 ist ebenfalls identisch.

Bei den hier durchgeführten Versuchen Z1 bis Z3 konnte zwar keine Riffelbildung gefunden werden, aber die Zirkular-Lagerstromdichte ist ausreichend hoch, um eine deutlich sichtbare grau-matte Laufspur zu verursachen, wie dies für das antriebsseitige Lager in Abbildung 5-31

und für das nichtantriebsseitige Lager in Abbildung 5-33 aus der Versuchsreihe Z3 am Prüfstand 7 dargestellt ist.

Am Lager der Nichtantriebsseite sind deutliche Krater auf der Laufspur zu sehen. Optisch erkennbare Änderungen am Schmierstoff wurden nach der Demontage jedoch nicht festgestellt. Die REM-Aufnahmen für den Innenring der Antriebsseite der Versuchsreihe Z1 am Prüfstand 7 (Abbildung 5-32 a)) zeigt einzelne Veränderung der Laufspur mit Kratern durch den aufgetretenen EDM-Lagerstrom und einzelnen Aufschmelzungen durch den später fließenden Zirkular-Lagerstrom. Die geringen Veränderungen am Innenring zeigen, dass für Werte der scheinbaren Lagerstromdichte unter dem Grenzwert von $0,1 \text{ A/mm}^2$ wie beim Anteil von den EDM-Lagerströmen, keine wesentlichen Veränderungen der Lauffläche entstehen. Der Zirkular-Lagerstrom hat bei der zweiten Versuchsreihe Z2 am Prüfstand 7 mit der scheinbaren Lagerstromdichte von $0,1 \text{ A/mm}^2$ zu deutlichen Aufschmelzungen auf der Lauffläche geführt. Nach der REM-Aufnahme (Abbildung 5-32b)) konnten die Anschmelzungen überrollt werden. Diese Aufnahmen zeigen, dass die entstehenden Schäden in Übereinstimmung mit Schäden durch Rotor-Erd-Lagerströmen sind. Daher kann ein sicherer Betrieb, entsprechend Versuchsreihe Z2, nur bei einer scheinbaren Lagerstromdichte unterhalb von $0,1 \text{ A/mm}^2$ zu gewährleistet werden.

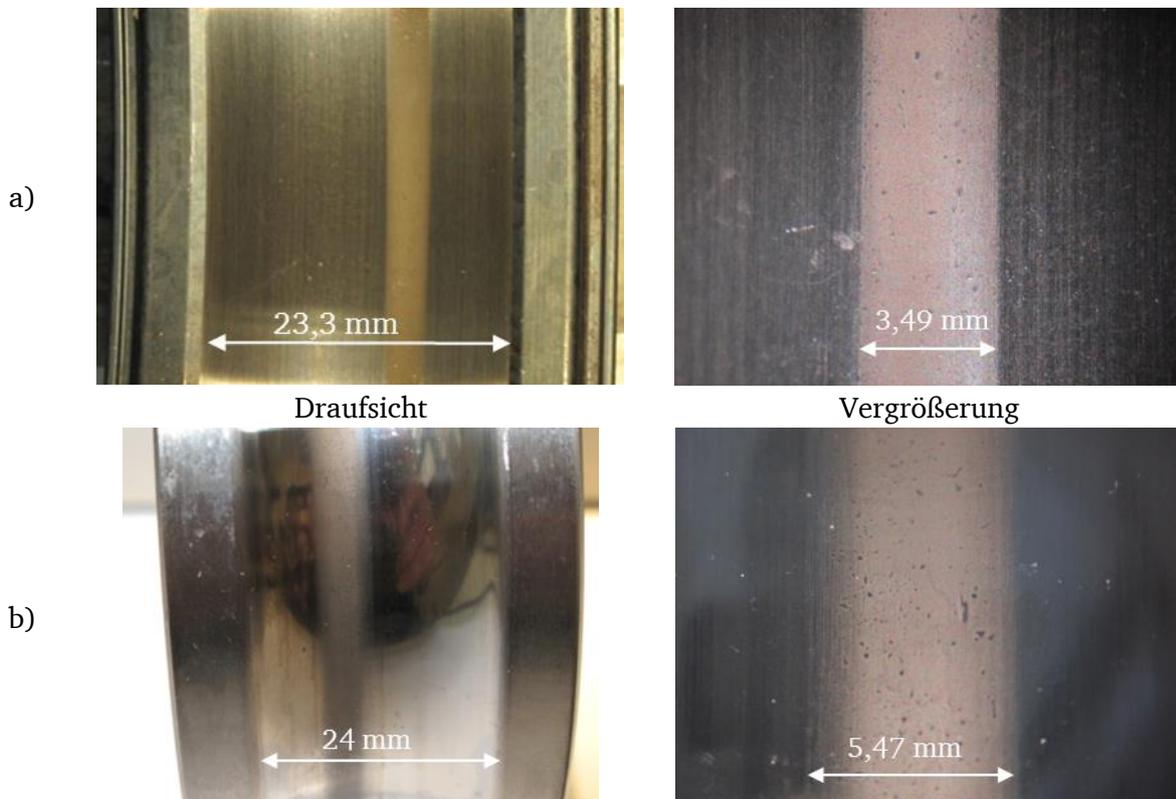


Abbildung 5-33: Wie Abbildung 5-31, jedoch Laufflächen des Lagers der Nichtantriebsseite [96]

Die optische Bewertung der Lauffläche wird durch die Messung der durchschnittlichen Rauheiten

(Tabelle 5-10) ergänzt. Mit der Annahme einer mittleren Rauheit für die Laufflächen der Lagertypen 6316 C3 und 6317 C3 von $0,06 \mu\text{m}$ für den Neuzustand zeigt sich anhand der Messergebnisse der Versuchslager, dass die mittlere Rauheit sich entweder verringert oder gleich bleibt. Die Lagerlaufflächen hatten sich offenbar aufgrund des Mischreibungszustands geglättet. Die durch den Zirkular-Lagerstrom erzeugten Schmelzperlen können, wie dies

Abbildung 5-32 für die Versuchsreihe Z2 zeigt, noch gerade durch den ausreichend großen Druck, bedingt durch die Lagerbelastung, überrollt werden.

Tabelle 5-11: Übersicht der gemessenen durchschnittlichen Rauheiten der Versuchslager der Versuchsreihe Z3 am Prüfstand 6 und 7 nach 2000 h Versuchsdauer, 110 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6316 C3, Drehzahl $n = 300 \text{ min}^{-1}$, Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 70^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1,3 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$, Lagertyp DE: 6317 C3, NDE: 6316 C3, Schmierstoff G1

Versuchsreihe Z3		$R_a / \mu\text{m}$	$R_z / \mu\text{m}$	$R_q / \mu\text{m}$
Lagertyp 6317 C3				
Z3 (6,DE)	Außenring	0,06	0,32	0,07
	Innenring	0,03	0,22	0,05
Z3 (7,DE)	Außenring	0,05	0,30	0,06
	Innenring	0,03	0,31	0,04
Lagertyp 6316 C3				
Z3 (6,NDE)	Außenring	0,06	0,34	0,07
	Innenring	0,05	0,38	0,07
Z3 (7,NDE)	Außenring	0,05	0,39	0,06
	Innenring	0,06	0,44	0,08

Zusammenfassend ist zu sagen, dass keine Änderung des pk-to-pk-Werts des Zirkular-Lagerstroms bei konstanter Drehzahl und Variation der Lagertemperatur bzw. der axialen und radialen Lagerbelastung auftritt. Bei der Analyse der Lager war, wie bereits bei den Rotor-Erd-Lagerstromversuchen, auffällig, dass die durchtrennten Lagerhälften, z.B. des Innenrings (Abbildung 5-34), infolge des Magnetfelds des Lagerstroms remanent magnetisiert waren. Diese remanente Magnetisierung ist so stark ausgeprägt, dass beide Lagerhälften magnetisch „klebend“ gehoben werden können, ohne dass die nicht festgehaltene Lagerhälfte zu Boden fällt.

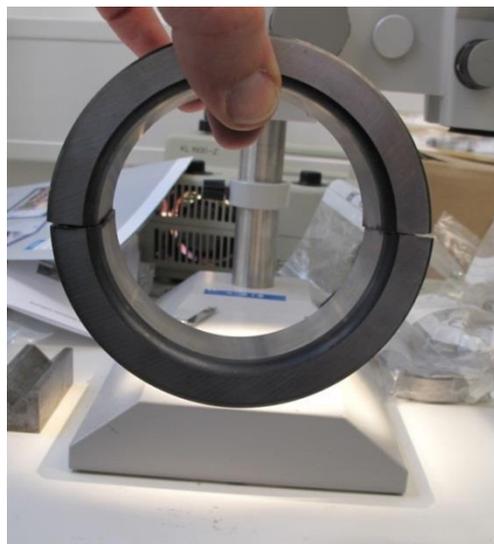


Abbildung 5-34: Hoch gehaltener zersägter, durch den Lagerstrom remanent magnetisierter Lagerinnenring des Lagers der Antriebsseite; Zirkular-Lagerstromversuch Z3, 2000 h Versuchsdauer, Prüfstand 6, 110 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp: 6317 C3, Drehzahl $n = 300 \text{ min}^{-1}$, Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 70^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1,3 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$ [96]

6 Messtechnische Ermittlung der Lagerimpedanz in Abhängigkeit der Betriebsparameter und Schmierstoffe

Zur messtechnischen Validierung des analytischen Lager-Impedanz-Modells (Kapitel 7) wurde in [95] ein Prüfstand zur Messung der Lagerimpedanz für die Lagergröße 6205 C3 (Kapitel 3.2) entwickelt und aufgebaut. Analog dazu wurde für das Lager 6316 C3 der 110 kW-Asynchronmotoren ein weiterer Prüfstand aufgebaut (Anhang A). Als Basis diente der Prüfstand 8, bei dem der Rotor durch eine Dummywelle (ohne Rotorblechpaket) ausgetauscht wurde, um die kapazitiven Kopplungen zwischen Rotor und Stator zu minimieren.

Das LCR-Messgerät kann den Messkreis nur dann abgleichen, wenn die Impedanz sich nicht zu stark ändert. Auch darf die untersuchte Impedanz nicht zu klein sein, weil sonst die Verstärkerschaltung gesättigt wird. Die Berechnungen zeigen für die minimale Lagerbelastung, dass die Lager für die ausgewählten Schmierstoffe in einem Drehzahlbereich bis 750 min^{-1} im Mischreibungsgebiet betrieben wurden. Hier kann das eingesetzte LCR-Messgerät aufgrund ständiger Widerstandsänderungen keine Impedanz bestimmen. Für Drehzahlen oberhalb 750 min^{-1} und 1600 min^{-1} konnten ebenfalls keine reproduzierbaren Messergebnisse mit dem LCR-Meter gewonnen werden. Es wurden bei Drehzahlen oberhalb 750 min^{-1} z.T. starke Vibrationen aufgrund des Riementriebs beobachtet. Daher liegt die Vermutung nahe, dass diese Vibrationen zu einer Instabilität im Schmierfilm führten und daher wieder nur Mischreibung vorlag. Dadurch wurden für das Lager 6316 C3 keine brauchbaren Messergebnisse für die Lagerimpedanz erzielt.

In der Literatur sind ausführliche Messergebnisse der Lagerimpedanz über der Frequenz in Kombination mit den Betriebsparametern „Drehzahl“, „Lagertemperatur“ und „Lagerbelastung“ nur bei *Preisinger* [14] für den Lagertyp 6312 M/C4 und einem auf Mineralöl basierenden Schmierstoff, ähnlich dem Schmierstoff G1, zu finden. Weiterhin wurde durch *Preisinger* der Einfluss des Lagerspiels und der Rauheit sowie der Vergleich von leitfähigem und niederohmigem (graphithaltigem) Schmierstoff (ähnlich G4) untersucht. Die Messergebnisse entsprachen den Erwartungen, dass die Lagerimpedanz im Stillstand nahe Null ist. Bei kleinen Drehzahlen verhielt sich das Lager bei Lagertemperaturen im Bereich von 24 °C resistiv mit Widerstandswerten von $8 \dots 80 \text{ } \Omega$ bei einer Drehzahl $n = 30 \text{ min}^{-1}$. Mit Zunahme der Drehzahl stieg die Lagerimpedanz. Bei der Drehzahl $n = 500 \text{ min}^{-1}$ bildete sich ein vollständiger Schmierfilm aus und das Lager hatte ein kapazitives Verhalten mit Werten von $C_b = 260 \dots 290 \text{ pF}$ bei einer Lagerbelastung von einem Kilonewton. Bei einer Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ wurde bei einer Frequenz von 100 Hz eine Lagerimpedanz $Z_{b,100\text{Hz}} = 5,3 \text{ M}\Omega$ und bei 10 MHz eine deutlich verringerte Lagerimpedanz $Z_{b,10\text{MHz}} = 63 \text{ } \Omega$ gemessen.

Die Erhöhung der Lagerbelastung auf zehn Kilonewton führte, unabhängig von der Drehzahl, zur Reduzierung der Lagerimpedanz. Die Erhöhung der Lagertemperatur auf 80 °C führte erwartungsgemäß [14] zur Erhöhung der Lagerimpedanz. Das bei *Preisinger* [14] standardmäßig eingesetzte Lager 6312 mit der Lagerluft C4 zeigte beim Vergleich mit einem Standardlager eine um 16% kleinere Lagerkapazität. Das zeigt, dass ein Einfluss des Lagerspiels und folglich der Lastzone und des Druckwinkels gegeben ist. Der Vergleich des hochohmigen und niederohmigen Schmierstoffes aus [14] zeigt, dass die Impedanz des niederohmigen Schmierstoffes bis zu einer Frequenz von ca. 10 kHz konstant bleibt. Danach verringert sich die Impedanz in gleicher Abhängigkeit, wie dies beim hochohmigen Schmierstoff der Fall ist. Das niederohmige Schmierfett zeigte in allen untersuchten Betriebsfällen stets kleinere Impedanzwerte als der hochohmige Schmierstoff. Ein Vergleich mit einem theoretischen Modell fehlt in [14] allerdings. Die Untersuchungsergebnisse hinsichtlich der Oberflächenrauheit in [14] zeigen mehrheitlich, dass der Scherprozess des

Schmierstoffes bei neu befetteten Lagern teils zu höheren Schmierfilmhöhen führt und somit die Lagerimpedanz damit verbunden stark variiert. An den Messungen zeigt sich klar, dass der im Betrieb stabile Schmierfilm zu Beginn wesentlich größer als zum Versuchsende ist. Diese Feststellung von *Preisinger* steht in Übereinstimmung mit den Aussagen aus [81]. Dort wird noch ausführlich darauf verwiesen, dass die relative Permittivität ε_r im Einlauf ebenfalls stark fluktuiert. Dies wird mit dem Einfluss der Seifenfasern (z. B. Lithium) begründet. Natürlich wird auch die Oberflächenrauheit reduziert, jedoch sind in [14] keine Messungen zur Oberflächenrauheit vor und nach dem Versuch angegeben.

In weiteren Literaturstellen, z. B. [81], [86], [87], steht die Messung der Lagerkapazität im Fokus, aber es werden keine Werte zur Lagerkapazität, sondern nur die sich daraus ergebenden Schmierfilmhöhen angegeben.

Untersucht wurde die Lagerimpedanz für den Lagertyp 6205 C3 in Abhängigkeit der Frequenz im Bereich von einem Kilohertz bis hin zu zehn Megahertz und der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, sowie „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ (Tabelle 6-1) für die Schmierstoffe G1 bis G5. Unterhalb von einem Kilohertz und oberhalb von sechs Megahertz traten stets Resonanzen auf, sodass Messwerte innerhalb dieser Bereiche kritisch zu betrachten sind. Für alle Versuche wurden neue Lager verwendet. Die neu gefetteten Lager wurden 40 Stunden bei 1500 min^{-1} eingelaufen, sodass eine gute Vorscherung des Fetts für die Durchführung der Messungen gewährleistet war. Alle Messungen wurden mit dem LCR-Messgerät Typ HP4192A (Anhang A) durchgeführt, das im „Normal“-Modus [90] betrieben wurde. Für den Schmierstoff G4 konnten nicht für jeden Betriebspunkt Messwerte aufgenommen werden, da das Messgerät den Messkreis nicht abgleichen konnte.

Tabelle 6-1: Betriebspunkte bei den Impedanz-Messungen des Lagertyps 6205 C3

Belastungsvariante	Radiale Lagerbelastung F_r	Axiale Lagerbelastung F_a	Lagertemperatur ϑ_{mb}	Äquivalente Belastung P
A 1	335 N	50 N	26 °C	335,1 N
A 2			40 °C	
A 3			60 °C	
A 4			80 °C	
B	1332 N	50 N	60 °C	1332 N
C	335 N	350 N	60 °C	1039,6 N

6.1 Lagerimpedanz-Messmethode und -Auswertung

Der Lagerimpedanz-Prüfstand wurde basierend auf den Bauteilen der eingesetzten 1,5 kW-Asynchronmotoren entwickelt und der technische Aufbau ist in Kapitel 3.2 ausführlich beschrieben. Abbildung 6-1 zeigt das elektrische Ersatzschaltbild des Lagerimpedanz-Prüfstands für den Lagertyp 6205 C3. Folgende Komponenten des Prüfstands haben Einfluss auf das Messergebnis der Lagerimpedanz $Z_{b,A}$: Das Messkabel (1), die rotierende Welle die elektrisch über eine Bürste (2) kontaktiert wird; die Isolierungen in den Lagerschilden der Antriebsseite (3) und der Nichtantriebsseite (4), sowie das Hybrid-Stützlager (Lager B) auf der Nichtantriebsseite (5) werden als kapazitive Impedanzen berücksichtigt. Um den Einfluss von (3), (4) und (5) gering zu halten, wurde als Stützlager ein Hybridlager verwendet. Hybridlager sind durch sehr hohe Impedanzen aufgrund der sehr geringen Kapazitätswerte gekennzeichnet [14].

Daher ergibt sich die gemessene Impedanz entsprechend den genannten Einflussgrößen nach Gleichung 6-1. Die Einflussgrößen (3) ... (5) können zur Vereinfachung in der komplexen Impedanz $Z_{Hyb,ISO}$ zusammengefasst werden. In Gleichung 6-1 ist wegen des gegen Erde

isolierten Aufbau $Z_{ERD} \rightarrow \infty$ angenommen. Die Vermessung des Kabels bei offenen Klemmen ergab „Null“ (Kapazität $C_0 \rightarrow 0$, Leitwert zwischen den Adern $G_0 \rightarrow 0$).

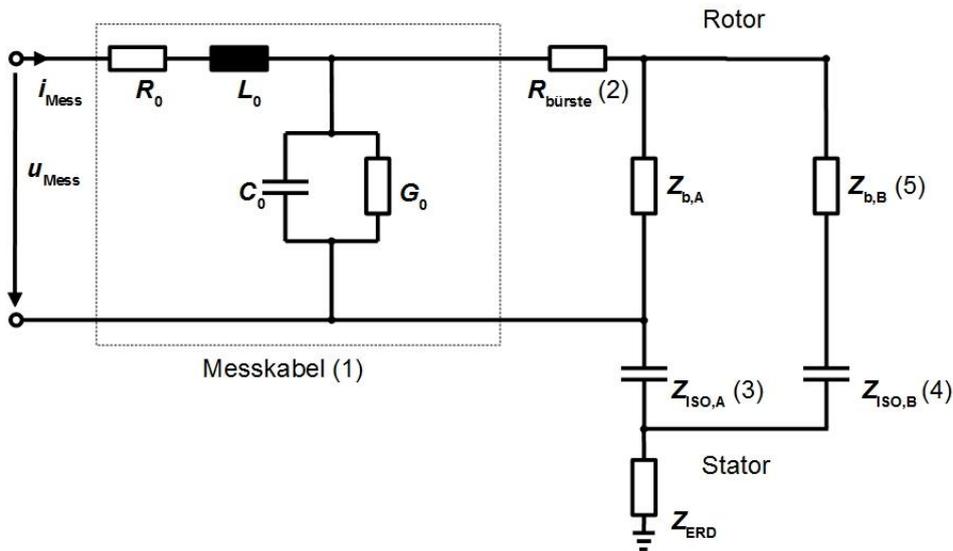


Abbildung 6-1: Elektrisches Ersatzschaltbild des Lagerimpedanz-Prüfstandes für den Lagertyp 6205 C3 als Prüflager mit der Impedanz $Z_{b,A}$ [95], [96]

Bei kurzgeschlossenen Klemmen des Messkabels wurden der Widerstand und die Induktivität bestimmt. Bei Frequenzen kleiner 1 kHz konnte das LCR-Messgerät die Messbrücke nicht abgleichen. Eine Resonanz des Messkabels wurde oberhalb von 6 MHz gemessen. Da die Messungen in Vierleitermethode ausgeführt wurden und der Widerstand der Messleitung wesentlich kleiner ist, als der zu messenden Widerstand, kann dieser vernachlässigt werden ($R_0 \rightarrow 0$). Die Messung zeigte, dass die Induktivität mit einigen Nanohenry ebenfalls vernachlässigbar klein ist ($L_0 \rightarrow 0$).

$$\underline{Z}_{\text{Mess}} = R_{\text{Bürste}} + \underline{Z}_{b,A} \parallel (\underline{Z}_{b,B} + \underline{Z}_{\text{ISO,A}} + \underline{Z}_{\text{ISO,B}}) = R_{\text{Bürste}} + \underline{Z}_{b,A} \parallel (\underline{Z}_{\text{Hyb,ISO}}) \quad 6-1$$

Aus der gemessenen komplexen Impedanz $\underline{Z}_{\text{mess}}$ und den gemessenen Einflussgrößen wird dann nach Gleichung 6-2 die Lagerimpedanz des antriebsseitigen Prüflagers (Lager A) berechnet. Alle Berechnungen und Messungen schließen die Amplitude und die Phase mit ein, sind daher in komplexer Rechnung durchzuführen.

$$\underline{Z}_{b,A} = \frac{\underline{Z}_{\text{Hyb,ISO}} \cdot (R_{\text{Bürste}} - \underline{Z}_{\text{Mess}})}{\underline{Z}_{\text{Mess}} - R_{\text{Bürste}} - \underline{Z}_{\text{Hyb,ISO}}} \quad 6-2$$

Zusammengefasst ergeben sich die einzelnen Impedanzen der Störgrößen:

- (1) Induktiver Kabelbelag: $L_0 = 100 \text{ nH}$, also nahezu Null.
- (2) Ohm'scher Widerstand der Silber-Graphit-Bürste $R_{\text{Bürste}} = 0,106 \dots 0,396 \ \Omega$
- (3) Kapazität der Isolierung der Antriebsseite: $C_{\text{ISO,A}} = 2,89 \text{ nF}$
- (4) Kapazität der Isolierung der Nichtantriebsseite: $C_{\text{ISO,B}} = 2,16 \text{ nF}$
- (5) Kapazität des Hybridlagers: $C_{b,B} = 20,8 \text{ pF}$

6.2 Frequenz- und Temperaturabhängigkeit der Lagerimpedanz, des Wirkwiderstands und der Kapazität des Lagers

Die Messergebnisse der Lagerimpedanz (Abbildung 6-2) zeigen wie bei Preisinger [14] eine deutliche Frequenzabhängigkeit der Schmierstoffe. Die Lagerimpedanz Z_b , z. B. für den Schmierstoff G1, ist bei 1 kHz bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 26\text{ °C}$ mit $2,15\text{ M}\Omega$ gemessen worden. Im Vergleich dazu beträgt die gemessene Lagerimpedanz bei 5 MHz nur noch $453,64\text{ }\Omega$. Die gemessene Lagerimpedanz aus [14] mit dem Schmierstoff „Alvania R3“ und dem Lagertyp 6312 zeigt, dass beide Messergebnisse bei gleicher Lagertemperatur und ähnlichen Lastverhältnissen in der gleichen Größenordnung liegen (6312: $Z_{b_1\text{MHz}} \approx 800\text{ }\Omega$, 6205 C3+G1: $Z_{b_1\text{MHz}} \approx 2241\text{ }\Omega$). Der noch vorhandene Unterschied ist auf die größere Hertz'sche Druckfläche (siehe auch Kapitel 7.2) beim Lager 6312 zurückzuführen, was folglich auch anhand der größeren Lagerkapazitäten sichtbar ist. Die Lagerkapazität C_b aus [14] für den Lagertyp 6312 wurde für eine Messfrequenz von 1 MHz zu ca. 240 pF gemessen. Für das Lager 6205 C3 mit dem Schmierstoff G1 ergibt sich für 1 MHz eine gemessene Lagerkapazität $C_b = 71\text{ pF}$ (Abbildung 6-3 a)). Die Verhältnisse zwischen den beiden Lagerkapazitäten ($240/71 = 3,38$) und den beiden Lagerimpedanzen ($2241/800 = 2,8$) sind nahezu gleich, was im Einklang mit [14] das nahezu kapazitive Verhalten der hochohmigen Schmierstoffe aufzeigt.

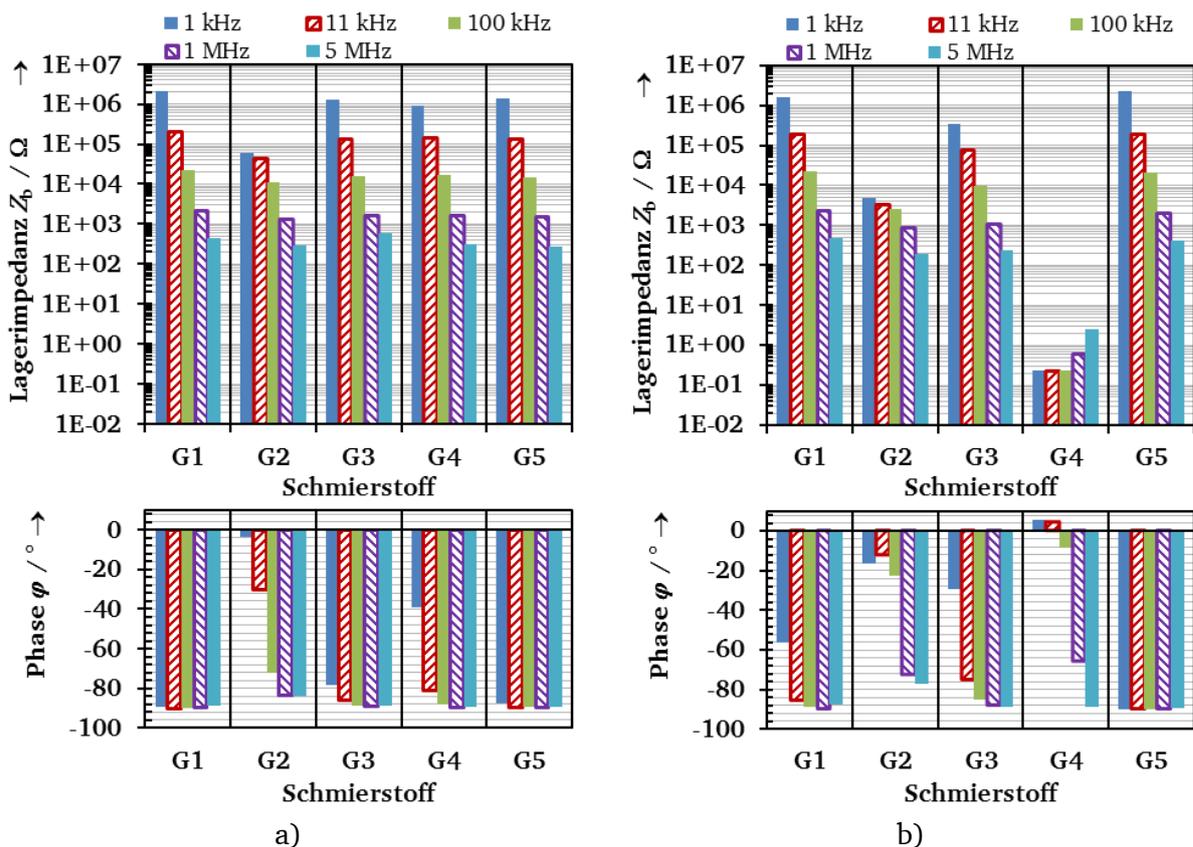


Abbildung 6-2: Gemessene Lagerimpedanz Z_b und Phasenwinkel φ für den Lagertyp 6205 C3 und die Schmierstoffe G1 ... G5 bei verschiedenen Messfrequenzen f_{RLC} , Drehzahl $n = 1500\text{ min}^{-1}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 335\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50\text{ N}$ bei den mittleren Lagertemperaturen a) $\vartheta_{mb} = 26\text{ °C}$ und b) $\vartheta_{mb} = 80\text{ °C}$

Der Vergleich der Schmierstoffe G1 bis G5 zeigt bei der Betrachtung der Impedanzen bei der Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 26\text{ °C}$ nur kleine Unterschiede auf. Beachtlich hierbei ist, dass die zwei niederohmigen Schmierstoffe G2 und G4 nicht deutlich von den Messwerten der hochohmigen Schmierstoffe abweichen. Ein deutlicher Unterschied zwischen den nieder-

(G2, G4) und den hochohmigen Schmierstoffen (G1, G3, G5) ist nur bei der Phase und ansatzweise bei der Lagerkapazität (Abbildung 6-3 a)) sichtbar. Bei den Messwerten des Leitwertes des Lagers (Abbildung 6-4 a)) ist insbesondere der Schmierstoff G4 nicht als niederohmig identifizierbar.

Der niederohmige Schmierstoff G2 zeigt den für alle Schmierstoffe kleinsten Leitwert an. Erst ab der Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 40\text{ °C}$ werden die Unterschiede zwischen nieder- und hochohmigen Schmierstoffen in den Messwerten deutlicher sichtbar. Am deutlichsten ist dieser Unterschied beim Leitwert des Lagers dann bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 80\text{ °C}$ (Abbildung 6-2 b) ... Abbildung 6-4 b)) zu sehen. Hier ist der Schmierstoff G4 besonders auffällig, da dessen Leitwert weniger als ein Ohm beträgt. Der Schmierstoff G4 zeigte somit die stärkste Temperaturabhängigkeit (Anmerkung: Schmierstoff G4 hat bei dem Temperatursprung die größte Änderung der dynamischen Viskosität).

Dass keine klaren Unterschiede zwischen den nieder- und hochohmigen Schmierstoffen unterhalb der Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 26\text{ °C}$ zu finden sind, ist auf den Einfluss der Additive im Schmierstoff zurückzuführen. Dieser ist bei Temperaturen unterhalb von $\vartheta_{mb} = 40\text{ °C}$ stark ausgeprägt. Da die Additivpakete meist ähnlich aufgebaut sind, sind diese Messergebnisse zu erwarten.

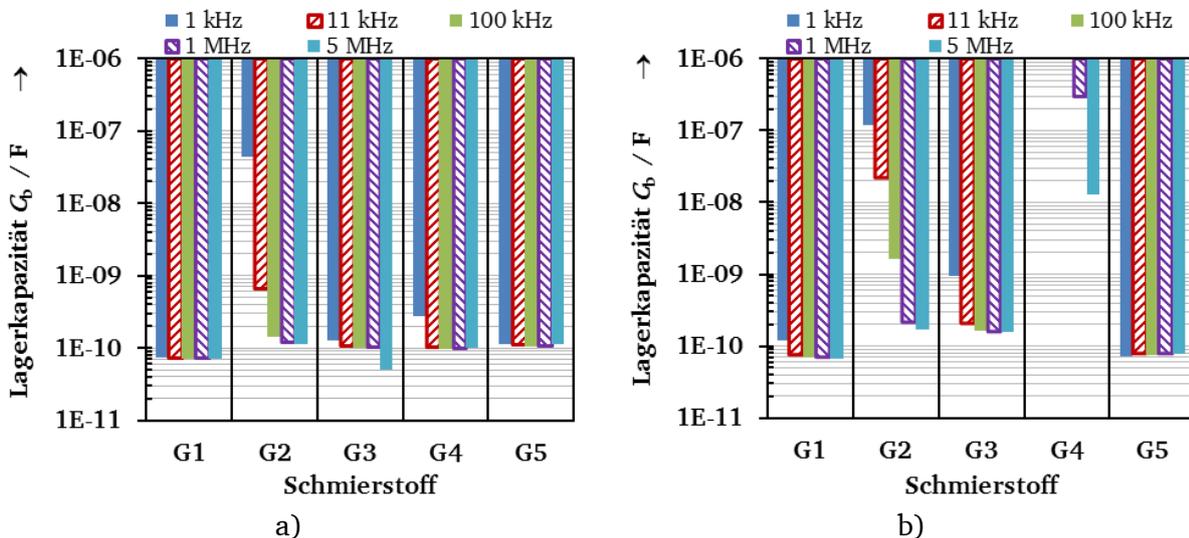


Abbildung 6-3: wie Abbildung 6-2, jedoch gemessene Lagerkapazität G_b

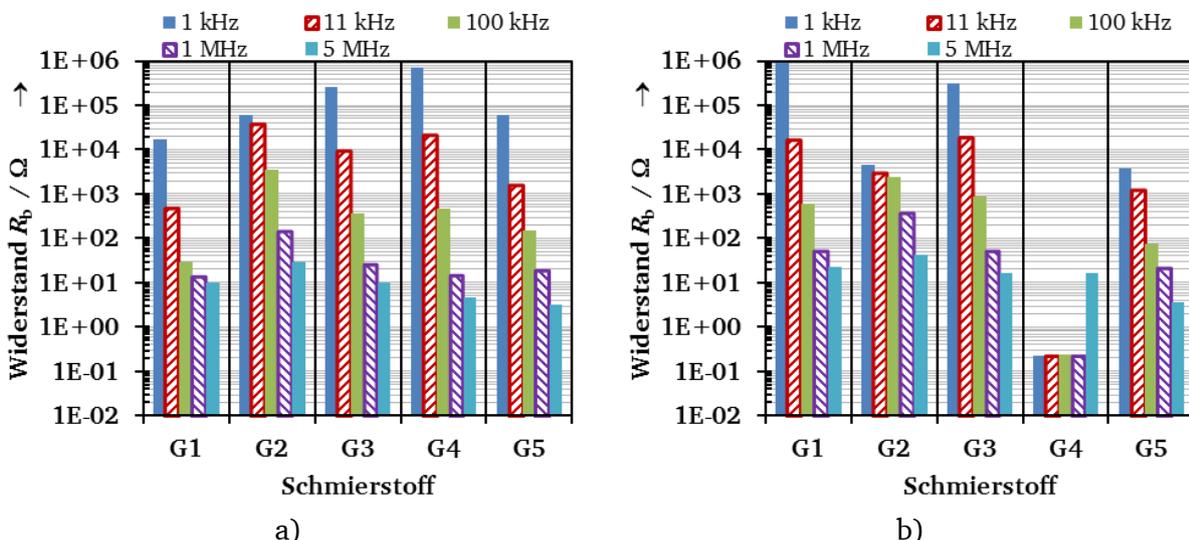


Abbildung 6-4: wie Abbildung 6-2, jedoch gemessener Lagerwiderstand R_b

Bei der Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 80 \text{ °C}$ zeigt sich für die niederohmigen Schmierstoffe unterhalb 100 kHz ein hauptsächlich resistives Verhalten (Abbildung 6-2 b)). Am stärksten ausgeprägt ist dieses Verhalten bei dem graphithaltigen Schmierstoff G4. Hier beträgt die Impedanz Z_b bei 5 MHz nur $2,5 \text{ } \Omega$. Dies ist 200-mal kleiner als die gemessene Lagerimpedanz des Schmierstoffs G1.

6.3 Drehzahlabhängigkeit der Lagerimpedanz von der Frequenz

Die Lagerimpedanz ist abhängig von der Drehzahl, da der Schmierfilm mit zunehmender Drehzahl wächst. Dies zeigen die dargestellten Messwerte der Lagerimpedanz für die untersuchten Schmierstoffe G1 ... G5 in Abbildung 6-5 auf. Mit der Kenntnis des Lagerimpedanzmodells aus Kapitel 7.1 werden die Messergebnisse der Lagerimpedanz und des Lagerwiderstandes verständlich. Die größte Änderung der Lagerimpedanzwerte ist z. B. für die Schmierstoffe G1, G2 und G5 bis zu einer Drehzahl $n = 1000 \text{ min}^{-1}$ zu verzeichnen.

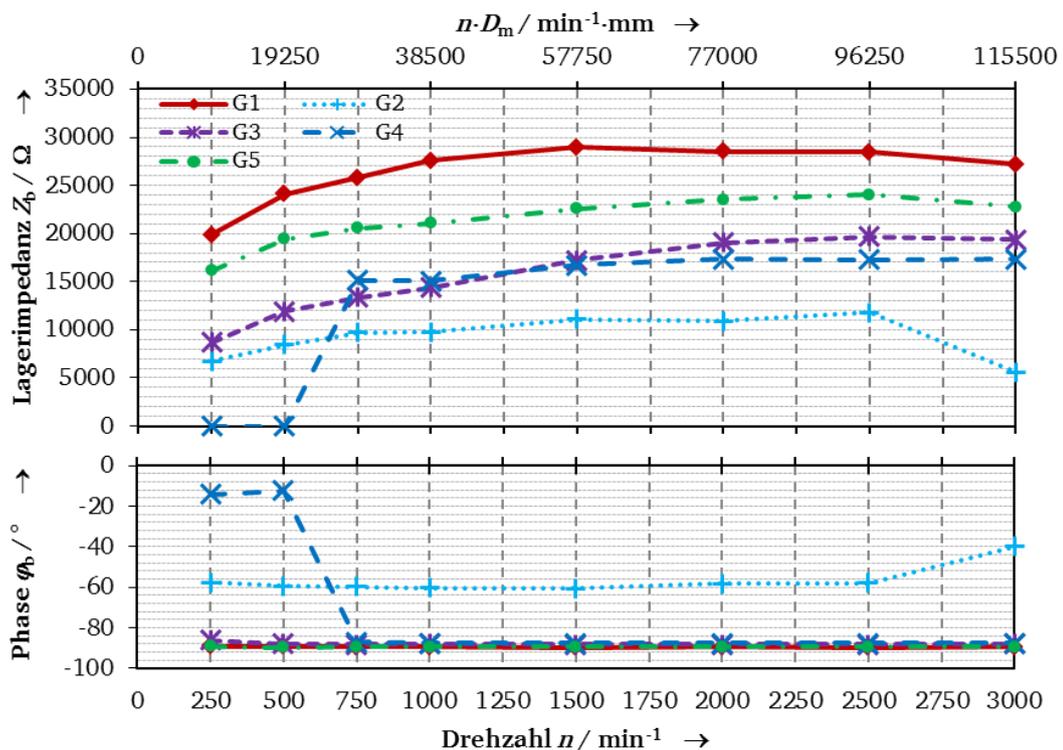


Abbildung 6-5: Gemessene Lagerimpedanz Z_b und gemessener Phasenwinkel φ für den Lagertyp 6205 C3 und die Schmierstoffe G1 ... G5 bei einer Messfrequenz $f_{RLC} = 100 \text{ kHz}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 335 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$ bei der mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 40 \text{ °C}$ über der Drehzahl n

Anschließend ist keine Veränderung der Lagerimpedanz trotz zunehmender Drehzahl gemessen worden. Die Lagerimpedanz beim Schmierstoff G3 steigt über den gesamten untersuchten Drehzahlbereich kontinuierlich an. Beim niederohmigen Schmierstoff G4 beträgt die Lagerimpedanz bei den Drehzahlen $n = 250 \text{ min}^{-1}$ und 500 min^{-1} (Abbildung 6-5) nur $0,15 \text{ } \Omega$ und die dazu gehörige Phase zeigt ein mehrheitlich resistives Verhalten des Schmierstoffes auf. Anhand des Phasenverlaufs von Schmierstoff G2 (Abbildung 6-5), welcher nicht -90° entspricht, ist ebenfalls das mehrheitlich resistive Verhalten erkennbar. Alle anderen Schmierstoffe haben eine Phase von nahezu -90° und haben damit ein kapazitives Verhalten. Die Messwerte der Lagerimpedanz zeigen deutlich auf, dass die Lagerimpedanz vom Schmierstoff abhängt.

Mit zunehmender Drehzahl muss die Lagerkapazität (Abbildung 6-6) kleiner werden, da nach Gleichung 7-1 die Schmierfilmhöhe invers in die Berechnung der Lagerkapazität einfließt, sodass der Lagerwiderstand (Abbildung 6-7) mit zunehmender Drehzahl ansteigen muss.

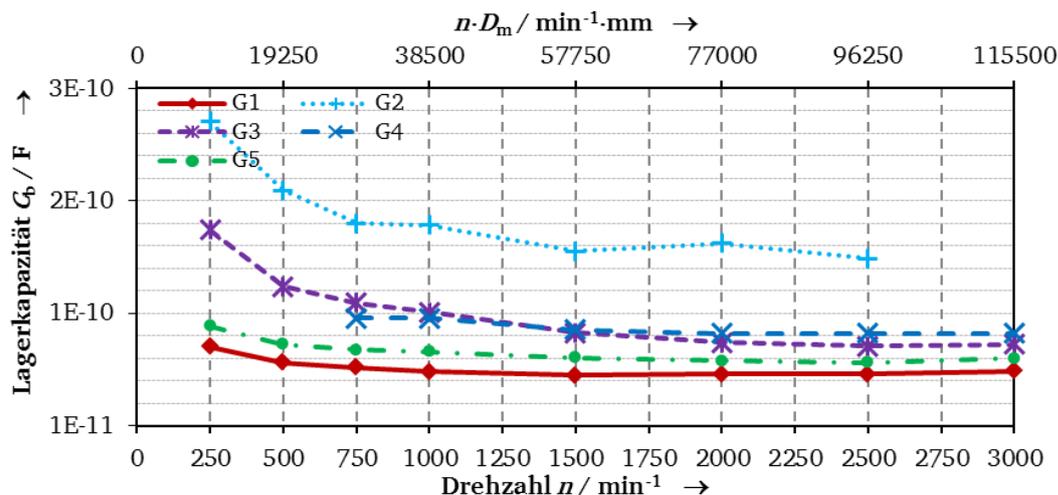


Abbildung 6-6: wie Abbildung 6-5, jedoch gemessener Lagerkapazität C_b

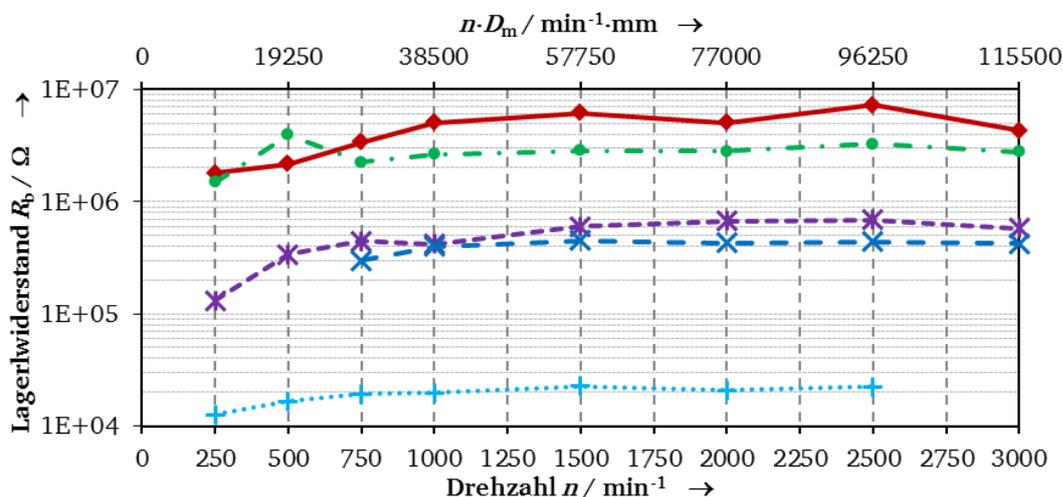


Abbildung 6-7: wie Abbildung 6-5, jedoch gemessener Lagerwiderstand R_b

Der Vergleich dieser Messergebnisse in Bezug auf die Messergebnisse aus [14] zeigt eine klare Übereinstimmung. Dort zeigte sich auch, dass die größte Änderung der Lagerkapazität bei kleineren Drehzahlen auftritt. In [14] ist bereits bei der Drehzahl n von ca. 500 min^{-1} keine wesentliche Änderung der Lagerimpedanz sichtbar. Dass bei [14] diese Grenze bei 300 min^{-1} und nicht wie in Abbildung 6-5 bei der Drehzahl $n = 1000 \text{ min}^{-1}$ liegt, ist mit den höheren Umfangsgeschwindigkeiten des Lagers 6312 aus [14] im Vergleich zu dem hier untersuchten Lager 6205 C3 zu begründen. Die für das Lager 6213 durchgeführten Messungen zur Lagerkapazität in [14] zeigen wie auch die Messungen am Lager 6205 C3, dass die Lagerkapazität mit zunehmender Drehzahl (von $n = 500 \text{ min}^{-1}$ auf $n = 1000 \text{ min}^{-1}$) kleiner wird. Für weitere Drehzahlsteigerungen (auf $n = 1500 \text{ min}^{-1}$) wurden für das Lager 6312 in [14] keine weitere Veränderungen der Lagerkapazität gemessen. Dies ist auch bei den in Abbildung 6-6 dargestellten Messungen für den Schmierstoff G1 und G5 im gleichen Drehzahlbereich wie in [14] zutreffend.

6.4 Abhängigkeit der Lagerimpedanz von der Lagerbelastung

Die Schmierstoffe G1, G2, G3 und G5 zeigen in Abhängigkeit der Belastungsverhältnisse die gleiche Änderung der Lagerimpedanz, Lagerkapazität und des Lagerwiderstands

(Abbildung 6-8). Hierbei ist keine wesentliche Veränderung der Lagerimpedanz (Abbildung 6-8 a)) und der Lagerkapazität (Abbildung 6-8 c)) feststellbar, wenn die radiale Lagerbelastung F_r von 335 N auf 1332 N bei gleichbleibender axialer Lagerbelastung $F_a = 50$ N (Belastungsvariante B) erhöht wird. Lediglich der Lagerwiderstand ist um 18 % kleiner.

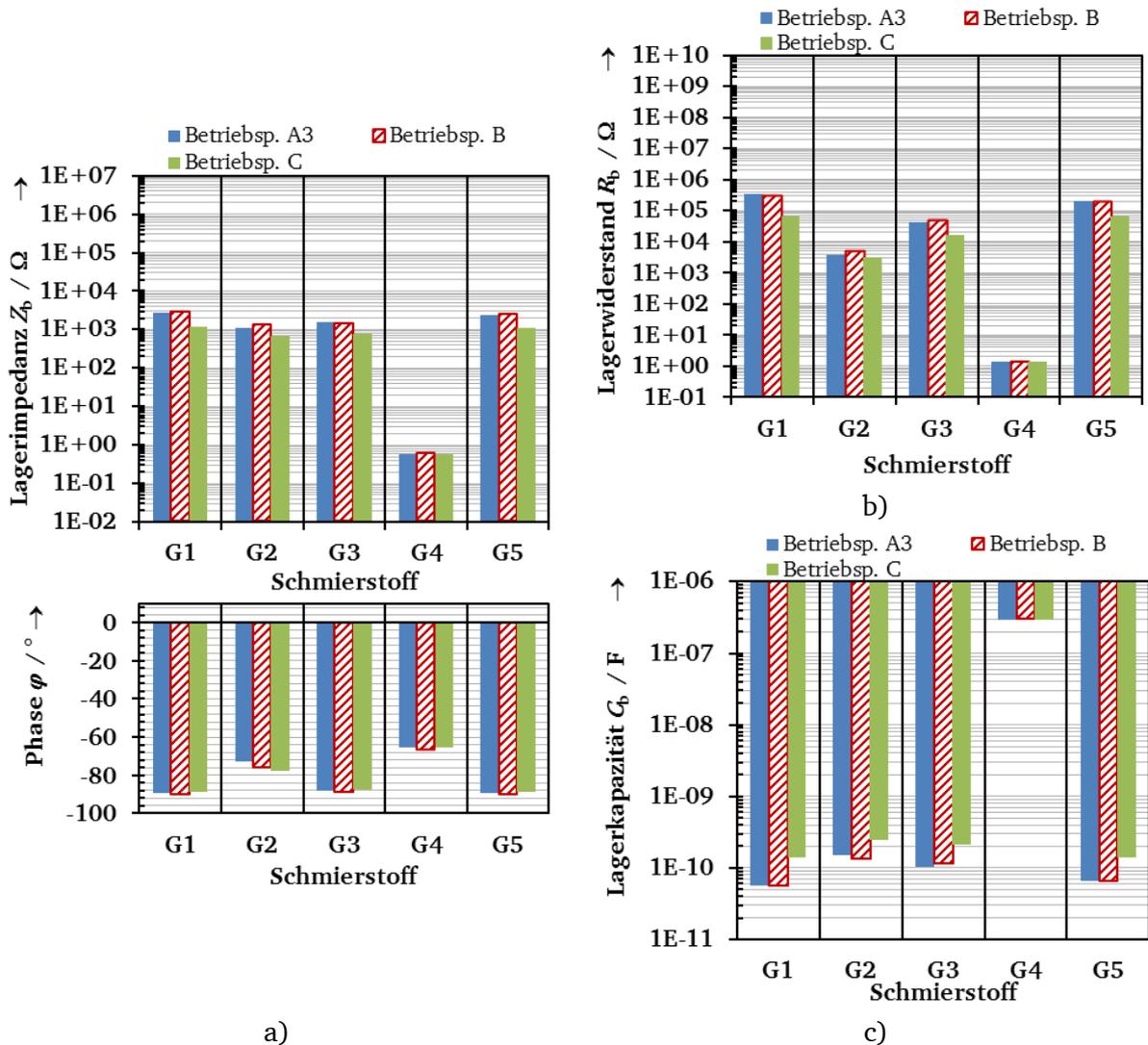


Abbildung 6-8: a) Gemessene Lagerimpedanz Z_b und gemessener Phasenwinkel φ , b) gemessener Lagerwiderstand R_b , c) gemessene Lagerkapazität C_b , jeweils bei der Messfrequenz $f_{RLC} = 1 \text{ MHz}$ für den Lagertyp 6205 C3 und den Schmierstoffen G1 ... G5, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, mittlere Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ für die Belastungsvarianten A3, B, C

Ein Vergleich mit den Ergebnissen aus [14] hinsichtlich des Einflusses verschiedener Lagerbelastungen auf die Ausbildung der Lagerimpedanz zeigt, dass bei der Drehzahl $n = 1000 \text{ min}^{-1}$ keine Unterschiede bei der gemessenen Lagerimpedanz am Lager 6312, befedet mit dem Schmierstoff Alvania R3 (Grundöl: Mineralöl, wie G1), zwischen der radialen Lagerbelastung F_r von 1 kN oder 10 kN bestanden. Änderungen an der Lagerimpedanzen für die zwei untersuchten radialen Lagerbelastungen wurden nur bei Drehzahlen unterhalb von $n = 70 \text{ min}^{-1}$ gemessen.

Eine Reduzierung der Lagerimpedanz um 59 % und des Lagerwiderstands um 80 %, bei gleichzeitiger Vergrößerung der Lagerkapazität um das 2,4-fache ist bei der Erhöhung der axialen Lagerbelastung F_a von 50 N auf 350 N, bei konstanter radialer Lagerbelastung $F_r = 335$ N (Belastungsvariante C), festzustellen. Die Änderung an der Impedanz und der Lagerkapazität wird bei der Betrachtung der Lastverhältnisse verständlich. Bei den Belastungsvarianten A und B dominiert die radiale Lagerbelastung. Daraus resultiert, dass in

beiden Fällen nur drei Wälzkörper belastet werden. Die deutliche Vergrößerung der Hertz'schen Druckfläche an den drei belasteten Wälzkörpern von Belastungsvariante A (z. B.: $A_{\text{Hertz},i} = 0,44 \text{ mm}^2$) auf die Belastungsvariante B (z. B.: $A_{\text{Hertz},i} = 1,1 \text{ mm}^2$) trägt nicht wesentlich zur Änderung der Kapazität bei. Viel mehr hat die Anzahl an belasteten Wälzkörper einen Einfluss auf die Lagerimpedanz wie dies das Messergebnis bei Belastungsvariante C zeigt. Bei der Belastungsvariante C sind alle neun Wälzkörper des Lagertyps 6205 C3 belastet. Es liegt somit die dreifache Anzahl an parallelen Kapazitäten und Leitwerten als bei den Belastungsvarianten A und B vor. Damit verbunden ist die gesamte Hertz'sche Druckfläche am Innenring bei Belastungsvariante C ($A_{\text{Hertz},i} = 1,55 \text{ mm}^2$) noch viel größer als bei Belastungsvariante B. Bei dem graphithaltigen Schmierstoff G4 waren keine deutlichen Einflüsse durch die Variation der axialen und radialen Lagerbelastung auf Lagerimpedanz, Lagerkapazität und Lagerwiderstand festzustellen.

Der Einfluss der axialen Lagerbelastung F_a auf die Ausbildung der Lagerimpedanz, der Lagerkapazität und dem Lagerwiderstand ist wesentlich größer, als der Einfluss der radialen Lagerbelastung. Die Messergebnisse sind in Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus [14].

6.5 Fazit aus den Messergebnissen der Lagerimpedanz, des Wirkwiderstands und der Kapazität des Lagers

Die Messungen der Lagerimpedanz, der Lagerkapazität und des Lagerwiderstandes zeigen deutlich auf, dass die Betriebsparameter „Lagertemperatur“, „Drehzahl“ und „axiale Lagerbelastung“ diese am stärksten beeinflussen. Den größten Einfluss hat der Betriebsparameter „Lagertemperatur“, gefolgt vom Einfluss der axialen Lagerbelastung F_a . Der Einfluss der Drehzahl ist hier bis zu einer Drehzahl von 1500 min^{-1} für die Schmierstoffe G1, G2 und G5 zu erkennen. Mit zunehmender Drehzahl traten keine Änderung der Lagerimpedanz, der Lagerkapazität und des Lagerwiderstands mehr auf. Für die Schmierstoffe G3 und G4 vergrößerte sich jedoch die Lagerimpedanz noch bis zu der maximal untersuchten Drehzahl von 3000 min^{-1} .

Die Messergebnisse der Lagerimpedanz zeigen deutlich auf, dass die elektrischen Parameter „relative Permittivität ϵ_r “ und „spezifischer Widerstand ρ “ einen Einfluss haben müssen, da bei den als niederohmig eingestuften Schmierstoffen G2 und G4 ein resistives Verhalten anhand der Phase, welche nicht -90° beträgt (Schmierstoff G2: $<20^\circ$, Schmierstoff G4: ca. 0° , Abbildung 6-2), für Messfrequenzen kleiner/gleich 100 kHz gemessen wurde. Mit steigender Messfrequenz ($f_{\text{RLC}} \geq 1 \text{ MHz}$) zeigen die Schmierstoffe G2 und G4 ein zunehmendes kapazitives Verhalten. Dies war bei Schmierstoff G2 stärker ausgeprägt als beim Schmierstoff G4. Auffällig ist, dass die Messergebnisse der Schmierstoffe G1 und G5 sehr nah beieinander liegen. Die elektrischen Kennwerte „relative Permittivität ϵ_r “ und „spezifischer Widerstand ρ “ aus Tabelle 2-1 sind für die Schmierstoffe G1 und G5 nahezu gleich. Hinzu kommt, dass beide Schmierstoffe die gleiche Dichte und die gleiche kinematische Viskosität (Anhang A7) aufweisen. Daraus lässt sich schließen, dass sich unterschiedliche Schmierstoffe bei gleichen mechanischen und elektrischen Materialeigenschaften gleich verhalten.

7 Lagerimpedanz

In diesem Kapitel wird die Modellierung des Lagers als elektrisches System beschrieben. Das Lager kann dabei elektrisch allgemein als Impedanz abgebildet werden. Je nach Schmierungszustand und ohne Stromfluss kann das Lager durch einen Widerstand oder durch eine Kapazität mit parallelem Innenwiderstand beschrieben werden. Bei elektrisch isolierendem Schmierfilm im Bereich der Vollschmierung wirkt das Lager kapazitiv. Bei metallischem Kontakt im Mangel- und Mischreibungsbereich wirkt es resistiv.

Die Beschreibung der Lagerimpedanz als Lagerkapazität ist vielfach in der Literatur wiederzufinden [4], [5], [16], [39], [35], [80], [81], [86]. Der Einfluss der Lagerimpedanz auf Lagerströme ist in mehreren Veröffentlichungen [4], [19], [16], [18], [14], [37], [39], [20] aufgezeigt, wobei in der Regel die Lagerkapazität zur Vorhersage von EDM-Lagerströmen verwendet wird. In den wenigsten Publikationen wird auf den elektrischen Widerstand des Lagers eingegangen [4], [14], [20]. Bei der messtechnischen Ermittlung der Schmierfilmhöhe wird die Lagerkapazität als Messgröße herangezogen [77], [79], [80], [81], [86].

Wie in [18], [20], [77] und [86] gezeigt, ist die relative Permittivität ϵ_r des Schmierstoffes nach dem spezifischen Widerstands die zweite wesentliche elektrische Kenngröße des Schmierstoffes (Kapitel 2.2). [18] und [86] zeigen, dass diese nichtlinear von der Frequenz abhängt. In [81] ist die Druckabhängigkeit der relativen Permittivität ϵ_r beschrieben.

In der Literatur fehlt die Gegenüberstellung von Material- und Betriebsparametern für die gemessenen Lagerimpedanzen im Vergleich zu den berechneten Größen. Insbesondere die Abhängigkeit der Lagerimpedanz von der Frequenz wird nicht aufgezeigt. Anhand [20], [28], [32] ist ersichtlich, dass die Lagerimpedanz in Abhängigkeit der eingesetzten elektrischen Quelle (Gleichstrom, Wechselstrom und Umrichterbetrieb) unterschiedlich wirkt.

In [86] ist ein detaillierteres analytisches Modell des Lagers als Kapazität publiziert, welches später ebenfalls in [79] und [80] weiter verwendet wird. Das analytische elektrische Lagermodell für Rillen und Rollenkugellager, welches im Gegensatz zu [86] einen Widerstand in Reihe zur Lagerkapazität berücksichtigt, wird in [20] vorgestellt. Im Gegensatz hierzu steht das für den Einzelkontakt publizierte Modell von [5], welches den Widerstand parallel zur Kapazität anordnet. Der Vergleich der Berechnungen mit den Messungen in diesem Kapitel zeigt, dass das publizierte Modell aus [5] anzuwenden ist. Die Unterschiede bei den Berechnungsansätzen der Kapazität am Einzelkontakt von [5] und [20] im Vergleich zu [86] werden aufgezeigt. Dieses elektrische Lagermodell wird dann um den Einfluss der drei verschiedenen mechanischen Schmierungszuständen (Voll- oder EHD-Schmierung, Mischreibung und Grenz- oder Mangelschmierung) in Anlehnung an [5] erweitert. Die Notwendigkeit dieser Erweiterung in Bezug auf die Ausbildung von EDM- und Zirkular-Lagerstrom wurde bereits in Kapitel 4.4 gezeigt.

Abschließend wird ein Vergleich des analytischen elektrischen Ersatzschaltbildes mit Messwerten aus Kapitel 6 für die Lagerimpedanz und ihrer beiden Komponenten, des Lagerwiderstand und der Lagerkapazität, in Abhängigkeit der Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „axiale“ und „radiale Lagerbelastung“ und der Frequenz gegeben.

7.1 Lagerimpedanz-Modell

Bei EHD-Schmierung (Vollschmierung) sind die Kontaktflächen vollständig durch den Schmierstoff getrennt und das Lager besitzt einen kapazitiven Zustand [5], [20], [86]. Der Schmierstoff mit der isolierenden Eigenschaft als Dielektrikum bildet zwischen den

Kontaktflächen der Wälzkörper und des Lagerringes eine Kapazität. Die Lagerkapazität ist abhängig von der Geometrie des Lagers, der Anzahl der belasteten Wälzelemente, den elektrischen Eigenschaften des Schmierstoffs und der sich ergebenden Schmierfilmhöhe. Parallel zur sich ausbildenden Lagerkapazität existiert nach [5] (bei [20] in Reihe; bei [86] vernachlässigt) der elektrische Innenwiderstand des Schmierfilms, welcher abhängig vom Kennwert des spezifischen Widerstandes des Schmierstoffs ist. Beginnend mit der Betrachtung eines Kontaktes zwischen Wälzkörper und Laufbahn (Abbildung 7-1) ergibt sich die dort ausbildende Kapazität nach Gleichung 7-1 mit folgenden Annahmen [86]:

- (1) Der Einlaufbereich der Kontaktzone ist ständig mit Schmierstoff gefüllt.
- (2) Im Auslaufbereich teilt sich der Schmierstoff gleichmäßig auf Wälzkörper und Laufbahn auf.
- (3) Die Hertz'sche Druckfläche wird als Elektrodenfläche herangezogen.
- (4) Die Schmierspaltenschnürung h_{\min} wird vernachlässigt und die zentrale Schmierfilmhöhe h_0 wird als Elektrodenabstand herangezogen.
- (5) Inhomogene elektrische Felder in den Randzonen (Wälzkörper-Einlauf und Auslauf) werden vernachlässigt.
- (6) Der Einfluss des Lagerkäfigs wird vernachlässigt.

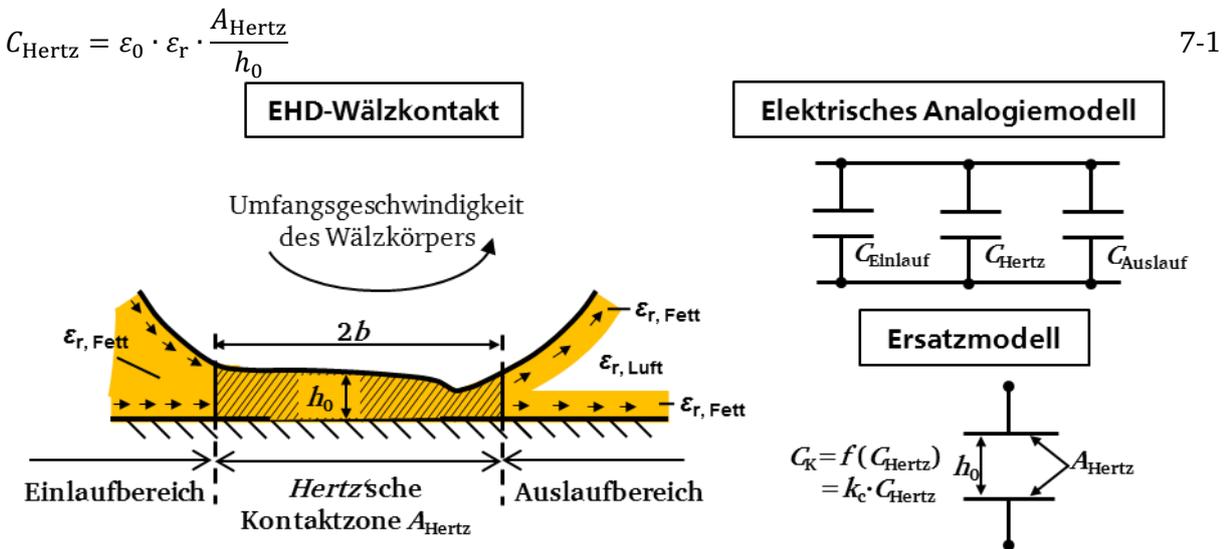


Abbildung 7-1: Modell zur Erfassung der Impedanz am Einzelkontakt [80], [95], [96]

Für die Berechnung der Kapazität unter der Hertz'schen Druckfläche A_{Hertz} müssen diese, die zentrale Schmierfilmhöhe h_0 und die relative Permittivität ϵ_r des Schmierstoffes (Kapitel 2.2.1) bekannt sein. Parallel zu der sich ausbildenden Kapazität zwischen den Druckflächen (Kapazität des Hertz'schen Kontaktbereiches) sind im Ein- und Auslaufbereich noch parallele Teil-Kapazitäten vorhanden. Über die Größe dieser Kapazitäten sind in der Literatur unterschiedlich Ansätze und Größenordnungen zu finden. Nach [80] ist ein großer Korrekturfaktor der Kapazität von 3 ... 4 anzusetzen, weil dort offenbar zwischen Messung und Rechnung eine große Differenz auftrat, die durch solche große Korrekturfaktoren ausgeglichen werden sollte. Nach [27], [86] sollte aber der Ein- und Auslaufbereich nur maximal 15 % der Gesamtkapazität betragen, wie dies auch numerische elektrische Feldberechnungen nahelegen. In [20] werden solche Randeffekte der Einfachheit halber vollständig vernachlässigt, weil sie hinreichend klein sind. Auch der Ansatz nach [20] verzichtet vollständig auf die Berücksichtigung des Ein- und Auslaufbereiches. In [39] sind FEM-Berechnungen gezeigt, welche eine Vergrößerung der Kapazität von ca. 10 % durch den Ein- und Auslaufbereich plausibel machen. Zur Berücksichtigung der Randeffekte wird daher

die Kapazität der Druckfläche C_{Hertz} um den Korrekturfaktor k_c (z. B. $k_c \cong 1,1$) erweitert (Gleichung 7-2).

$$C_K = k_c \cdot C_{\text{Hertz}} = k_c \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot \frac{A_{\text{Hertz}}}{h_0}, \quad k_c \geq 1 \quad 7-2$$

Auf die Berechnung des zur Kapazität parallel angeordneten, meist extrem hochohmigen Schmierstoff-Innenwiderstands wird in [5] und [20] eingegangen. Dieser wird in beiden Fällen mit den gleichen Annahmen für die Berechnung der Kapazität des Einzelkontaktes nach Gleichung 7-3 berechnet. Jedoch unterscheidet sich die Anordnung des Widerstands. In [5] wird dieser parallel zur Lagerkapazität und in [20] in Reihe zur Lagerkapazität angeordnet. Hier wird der Lagerwiderstand, entsprechend [5], parallel zur Lagerkapazität angeordnet. So ergibt sich der Innenwiderstand des Schmierfilms aus der Hertz'schen Druckfläche A_{Hertz} , der zentralen Schmierfilmhöhe h_0 und dem spezifischen Widerstand des Schmierstoffs ρ (Kapitel 2.2.2). Mit Berücksichtigung der Randeffekte wird Gleichung 7-3 mit dem Korrekturfaktor k_r erweitert, und es ergibt sich der Widerstand zwischen Wälzkörper und Laufbahn zu R_K (Gleichung 7-4). Der Korrekturfaktor k_r des Widerstandes ist kleiner als Eins.

$$R_{\text{Hertz}} = \frac{\rho \cdot h_0}{A_{\text{Hertz}}} \quad 7-3$$

$$R_K = k_r \cdot R_{\text{Hertz}} = k_r \cdot \frac{\rho \cdot h_0}{A_{\text{Hertz}}}, \quad k_r \leq 1 \quad 7-4$$

Die Impedanz des Einzelkontakts Z_K bei einer bestimmten elektrischen Speise-Kreisfrequenz ω ergibt sich aus der Parallelschaltung der Kapazität C_K und des Widerstands R_K des Kontakts nach Gleichung 7-5 in komplexer Rechnung.

$$Z_K = R_K || C_K = \frac{R_K \cdot \frac{1}{j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C_K}}{R_K + \frac{1}{j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C_K}} = \frac{R_K \cdot \frac{1}{j \cdot \omega \cdot C_K}}{R_K + \frac{1}{j \cdot \omega \cdot C_K}} = \frac{R_K \cdot (-jX_K)}{R_K - jX_K} \quad 7-5$$

Die Impedanz des Wälzkörpers Z_{WK} ergibt sich aus der Reihenschaltung der Impedanz des Kontaktes eines Wälzkörpers mit dem Innen- und Außenring nach Gleichung 7-6, wobei der Index i für den Kontakt zwischen dem Innenring und Wälzkörper steht und der Index a für den Kontakt zwischen Außenring und Wälzkörper. Die Innenringimpedanz des Wälzkörpers selbst ist wegen des im Vergleich zum Schmierfilm sehr niedrigen elektrischen Widerstands von Stahl vernachlässigbar klein.

$$Z_{\text{WK}} = Z_{K,i} + Z_{K,a} \quad 7-6$$

Durch Parallelschaltung der Impedanzen der $n = 1, \dots, z$ belasteten Wälzkörper wird nach Gleichung 7-7 die Gesamtimpedanz des Lagers berechnet. Der Innenwiderstand des Stahlinnen- und Außenrings wird wegen seiner geringen Größe vernachlässigt.

$$\frac{1}{Z_b} = \sum_{n=1}^z \frac{1}{Z_{\text{WK},n}} \quad 7-7$$

Lagerimpedanz-Modell nach Prashad [21]

Das Modell nach [21] nimmt im Fall von leitfähigen Käfigen (Stahl, Bronze) an, dass diese Käfige wegen des im Vergleich zum Schmierstoff sehr niedrigen elektrischen Widerstands unendlich leitfähig sind. Im Fall von Stahl und Bronze ist dies gerechtfertigt. Diese Annahme vereinfacht die Berechnung der Lagerimpedanz (Abbildung 7-2, Gleichungen 7-5 bis 7-7), da somit die jeweiligen parallelen Kapazitäten zwischen Wälzkörper und Innenring bzw. Wälzkörper und Außenring direkt zusammengefasst werden können. Gleiches gilt für den Widerstand zwischen Wälzkörper und Innenring bzw. Wälzkörper und Außenring. Kunststoffkäfigen wirken parallel zu den leitfähigen Wälzkörpern als isolierende Elemente und werden in grober Näherung ebenfalls vernachlässigt.

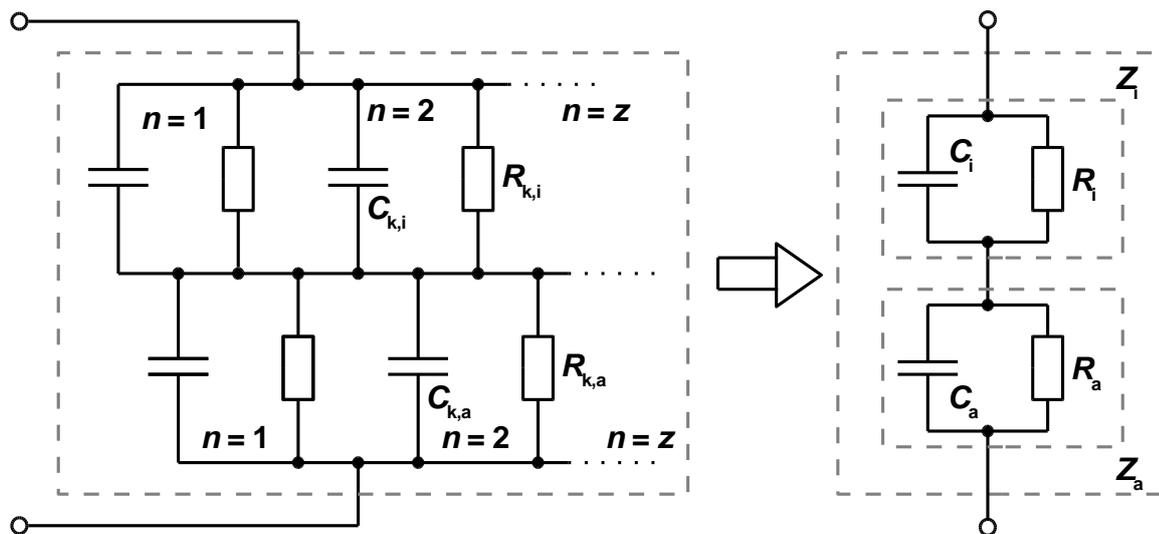


Abbildung 7-2: Elektrisches Ersatzschaltbildes des Lagers (Der elektrisch leitfähige Käfig ist als Parallelwiderstand vernachlässigt) [95], [96]

Erweiterung des Lagermodells um den Einfluss des Schmierungszustands:

Entsprechend [82] werden drei Reibungszustände definiert: Festkörperreibung (bei Mangelschmierung), Mischreibung und Flüssigkeitsreibung (bei Vollschmierung). Weiter sind im Gegensatz zur Annahme bei der Berechnung der Lagerkapazität die Oberflächen nicht ideal glatt. In Abhängigkeit dieser Oberflächenrauheiten $R_{q,1}$ bzw. $R_{q,2}$ ergeben sich unterschiedliche Schmierungszustände (siehe Tabelle 7-1): Mangelschmierung, Mischreibung und Vollschmierung nach Gleichung 7-8. Den Bezug zwischen dem Schmierungszustand und der Reibungsart wird durch die spezifische Schmierfilmhöhe beschrieben, welcher die zentrale Schmierfilmhöhe h_0 in μm ins Verhältnis zu der Summe der quadratische Mittenrauwerte R_q in μm beider betrachteter Kontaktpartner setzt.

$$\Lambda = \frac{h_0}{\sqrt{R_{q,1}^2 + R_{q,2}^2}} \tag{7-8}$$

Bei der Mangelschmierung ist der Schmierfilm noch nicht aufgebaut, sodass die Oberflächen der Kontaktpartner sich direkt berühren, und es tritt folglich Festkörperreibung auf. Bei der Mischreibung sind die Kontaktpartner mehrheitlich voneinander durch einen Schmierfilm

getrennt, doch berühren sich stetig noch Rauheitsspitzen. Ab einer spezifischen Schmierfilmhöhe von etwa $\lambda = 3$ sind die Kontaktpartner vollständig voneinander getrennt. Es kann aber noch bis zu einer spezifischen Schmierfilmhöhe von $\lambda = 5$ zu Kontaktierungen extrem hoher Rauheitsspitzen kommen. Oberhalb einer spezifischen Schmierfilmhöhe von $\lambda = 5$ ist die EHD-Schmierung zu finden, bei der die Kontaktpartner vollständig durch einen Schmierfilm voneinander getrennt sind. Hier tritt Flüssigkeitsreibung auf. Das Erreichen der Flüssigkeitsreibung ist beim gefetteten Lager nur durch das Durchlaufen aller Reibungszustände von Drehzahl Null aus möglich.

Tabelle 7-1: Übersicht der Schmierungszustände in Bezug zur spezifischen Schmierfilmhöhe und Reibungsart.

Spezifische Schmierfilmhöhe	Schmierungszustand	Reibungsart
$\lambda < 0,25$	Grenzschmierung = Mangelschmierung	Festkörperreibung
$0,25 < \lambda < 3 \dots 5$	Mischreibung	Mischreibung
$\lambda > 5$	EHD-Schmierung = Vollschmierung	Flüssigkeitsreibung

Elektrisch bedeutet die Festkörperreibung, dass sich die Kontaktpartner metallisch direkt berühren, sodass das Lager als ohm'scher Übergangswiderstand zweier Körper beschrieben werden kann. Im Fall von Mischreibung ist die Modellbildung komplizierter. Analog zur EHD-Schmierung bildet der Schmierfilm mit dem Kontaktpartner bereits eine Kapazität aus. Diese Kapazität wird immer wieder durch einen Widerstand, ergebend aus dem Kontakt zweier Rauheitsspitzen, überbrückt. Der vollständige Schmierfilm, der dann bei Vollschmierung auftritt, kann nur bis zur elektrischen Durchschlagsfeldstärke seine isolierende Wirkung aufrecht erhalten (Kapitel 2.2.3).

Das in der Literatur [4], [16], [14] beschriebene Lagermodell muss daher für die Beschreibung des EDM-Prozesses im Lager um den Einfluss des Schmierfilmzustands erweitert werden. Hier wird dieser EDM-Lagerprozess vereinfacht durch einen elektrischen Schalter beschrieben, welcher schließt, wenn die Feldstärke die Durchschlagsfeldstärke des Schmierfilms überschreitet (Abbildung 7-3). Die Schaltbedingung des Schalters ist nicht nur durch die Überschreitung der Durchschlagsfestigkeit E gegeben, sondern kann auch durch die Berührung zweier Rauheitsspitzen ausgelöst werden.

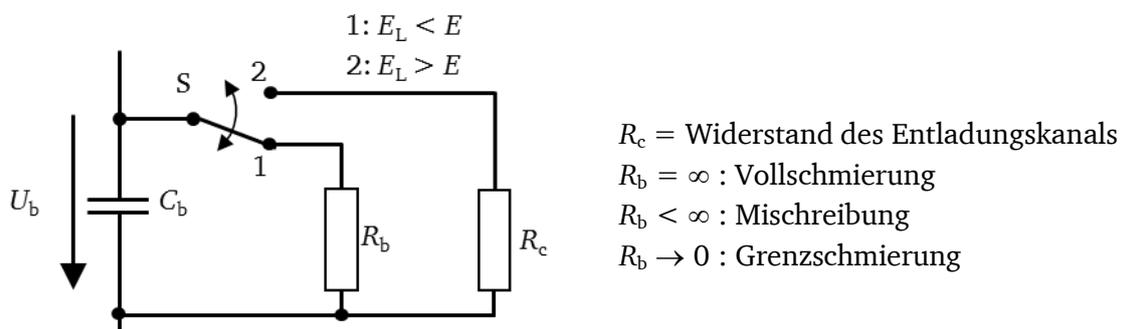


Abbildung 7-3: Vereinfachtes Ersatzschaltbild des Lagers; Zustand 1: Kein EDM-Lagerstrom, kapazitive Lagerströme möglich; Zustand 2: EDM-Lagerstrom bei Durchschlag des Schmierfilms [96], [97]

7.2 Berechnung der Lagerimpedanzmodelle

Die Berechnung des in Kapitel 7.1 vorgestellten Lagerimpedanzmodells bedarf der Berechnung der *Hertz'schen* Kontaktflächen A_{Hertz} und der zentralen Schmierfilmhöhe h_0 für jeden Kontakt.

Zur Durchführung der notwendigen Berechnungen der mechanischen Größen ist zunächst in [95] ein Berechnungsprogramm entstanden, welches später in [96] wesentlich erweitert und optimiert wurde. Die angewandten Methoden der mechanischen Berechnungen zur Bestimmung der *Hertz'schen* Druckfläche A_{Hertz} und der zentralen Schmierfilmhöhe h_0 werden in den folgenden zwei Kapiteln kurz dargelegt. Die jeweiligen Berechnungsmethoden sind der Literatur bzw. Normen entnommen; diese werden an der entsprechenden Stelle zitiert.

Berechnung der *Hertz'schen* Druckfläche

Zur Berechnung der *Hertz'schen* Druckfläche muss die auf den Wälzkörper radial wirkende Kraft Q bekannt sein. Diese wiederum ist abhängig von der Lagergeometrie, dem Lagerspiel, dem Lagermaterial und von der auf das Lager wirkenden äußeren radialen und axialen Kraft. Um die auf den Wälzkörper wirkende Kraft Q berechnen zu können, wurde auf die Methode von [88] zurückgegriffen, welche iterativ die Berechnung der Kräfte auf jeden einzelnen Wälzkörper ermöglicht. Als Eingangsdaten sind die Hauptgeometriedaten der Lager anzugeben. Im Berechnungsprogramm ist die Methode nach *Harris* [88] entsprechen dem Ablaufdiagramm (Abbildung 7-4) verwendet. Die Berechnung der Wälzkörperbelastung ist abhängig vom axialen und radialen Lastverhältnis am Lager und unterscheidet drei Fälle:

1. rein radiale Lagerbelastung
2. rein axiale Lagerbelastung
3. kombinierte radiale-axiale Lagerbelastung

Die zu Berechnung notwendigen Funktionen für diese drei Fälle sind aus [88] entnommen. Zur Vereinfachung der Berechnung bei der kombinierten Lagerbelastung wurde angenommen, dass keine Lagerluft vorhanden ist.

Aus der berechneten Lagerbelastung auf den Wälzkörper wird die *Hertz'sche* Druckfläche mit Verwendung der Krümmungsverhältnisse nach [88] berechnet. Zur Bestimmung der Krümmungsverhältnisse der Halbachsen ist nach *Harris* die Lösung der vollständigen elliptischen Integrale notwendig. Abbildung 7-5 zeigt schematisch die Berechnung der Druckfläche und der mittleren Flächenpressung. Neben den geometrischen Daten des Lagers fließen noch der E-Modul des Lagermaterials und die Wälzkörperbelastung in die Berechnung ein.

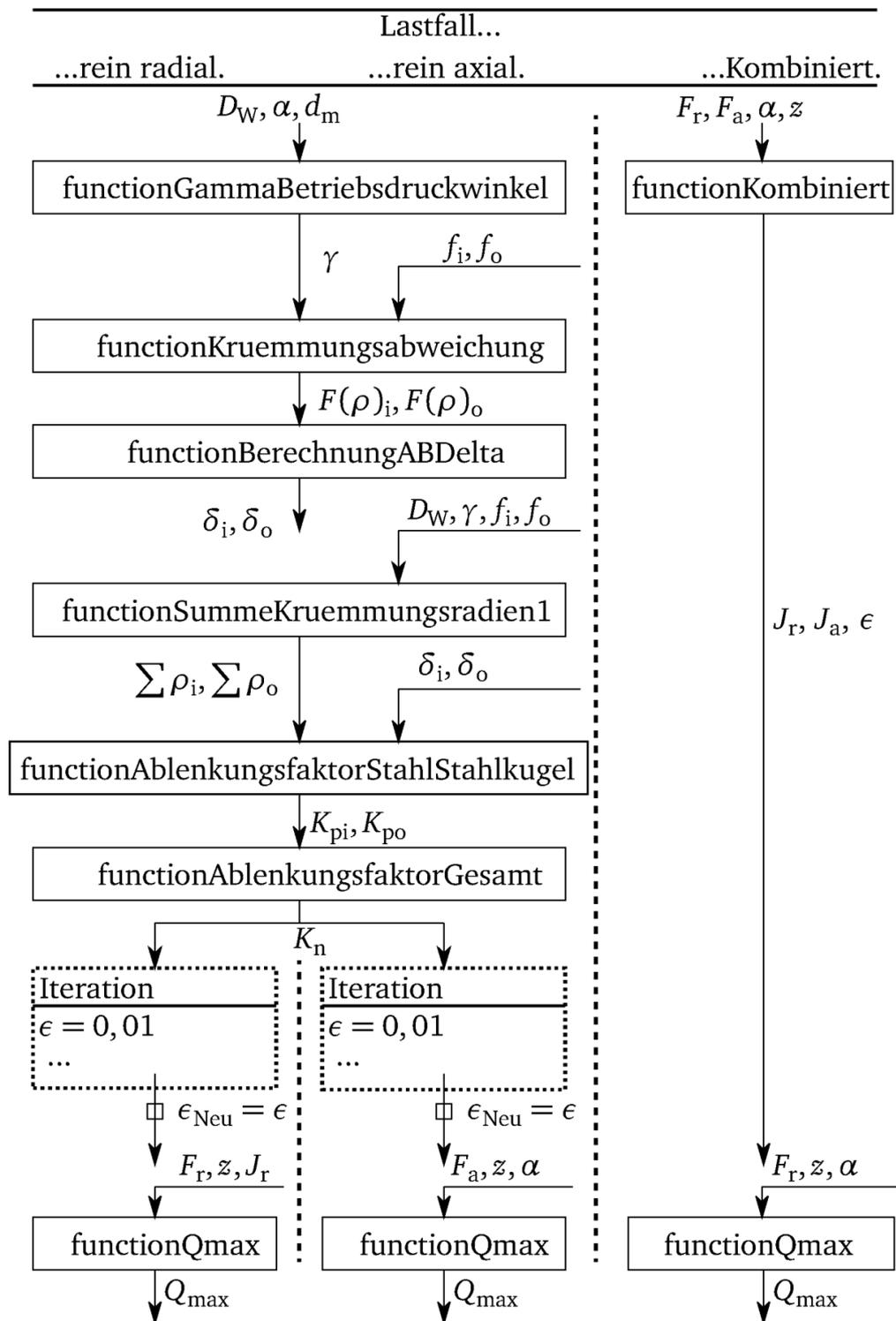


Abbildung 7-4: Flussdiagramm zur Berechnung der Lastkraftverteilung nach Harris [88] in Abhängigkeit der Lastfälle: rein radiale Lagerbelastung, rein axiale Lagerbelastung, kombinierte Belastung (radiale und axiale Lagerbelastung) [96]

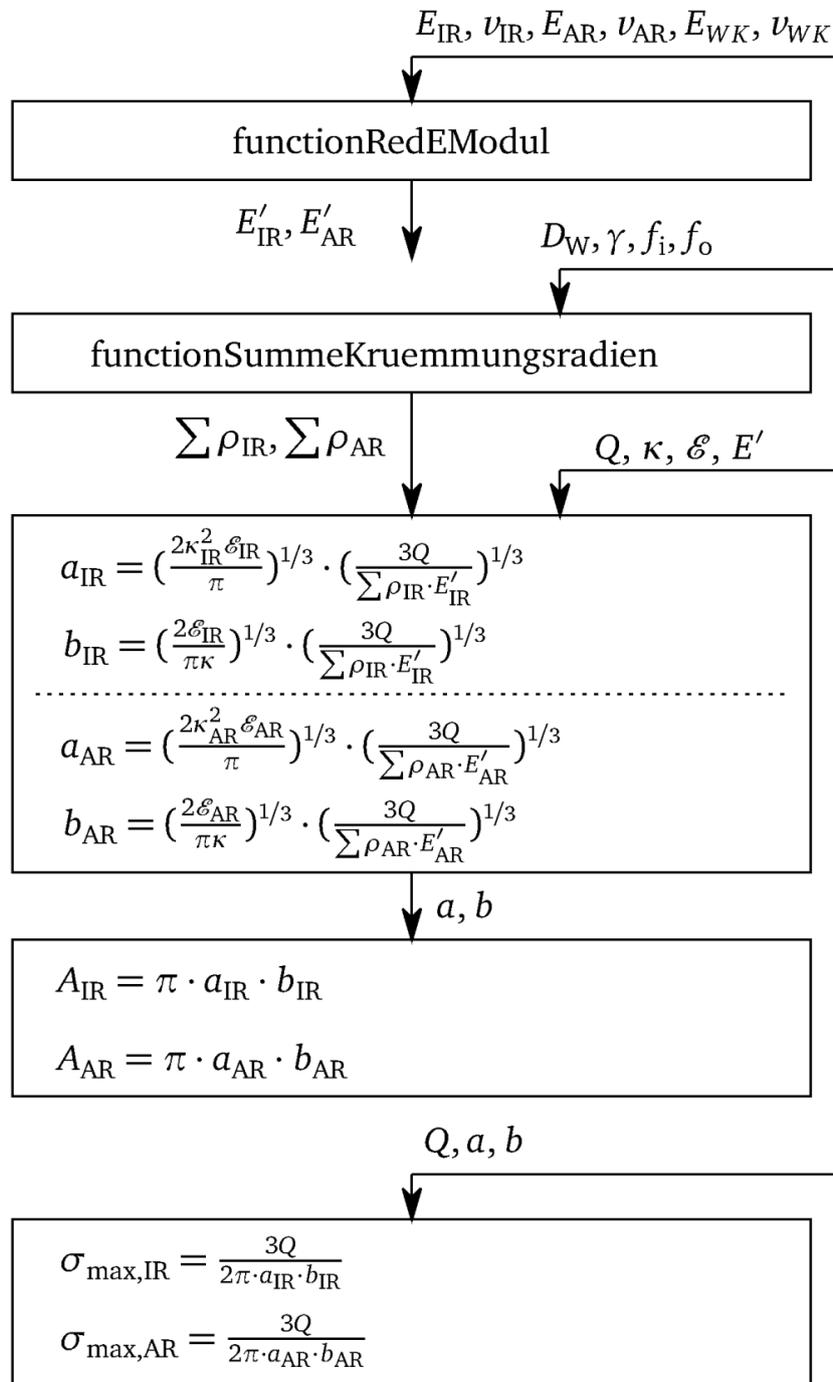


Abbildung 7-5: Flussdiagramm zur Berechnung der Druckellipsen und der Flächenpressung nach *Harris* [88] in Abhängigkeit der Lastfälle und Materialdaten [96]

Berechnung der Schmierfilmhöhe

Das Schema zur Berechnung der Schmierfilmhöhe ist anhand von Abbildung 7-6 nachzuvollziehen und entspricht der Berechnung nach *Hamrock* und *Dawson* [89]. Als Erweiterung der Methode nach *Hamrock* und *Dawson* ist bei der Berechnung noch die thermische Korrektur nach *Murch* und *Wilson* [81] berücksichtigt. Das Verfahren zur Bestimmung der kinetischen Viskosität ist aus der DIN ISO 3996 entnommen. In die Berechnung eingebunden ist der thermische Einfluss des Druck-Viskositäts-Koeffizienten α_p [85]. Alle Schmierstoff-Materialparameter sind den Schmierstoff-Datenblättern (Anhang A7) entnommen.

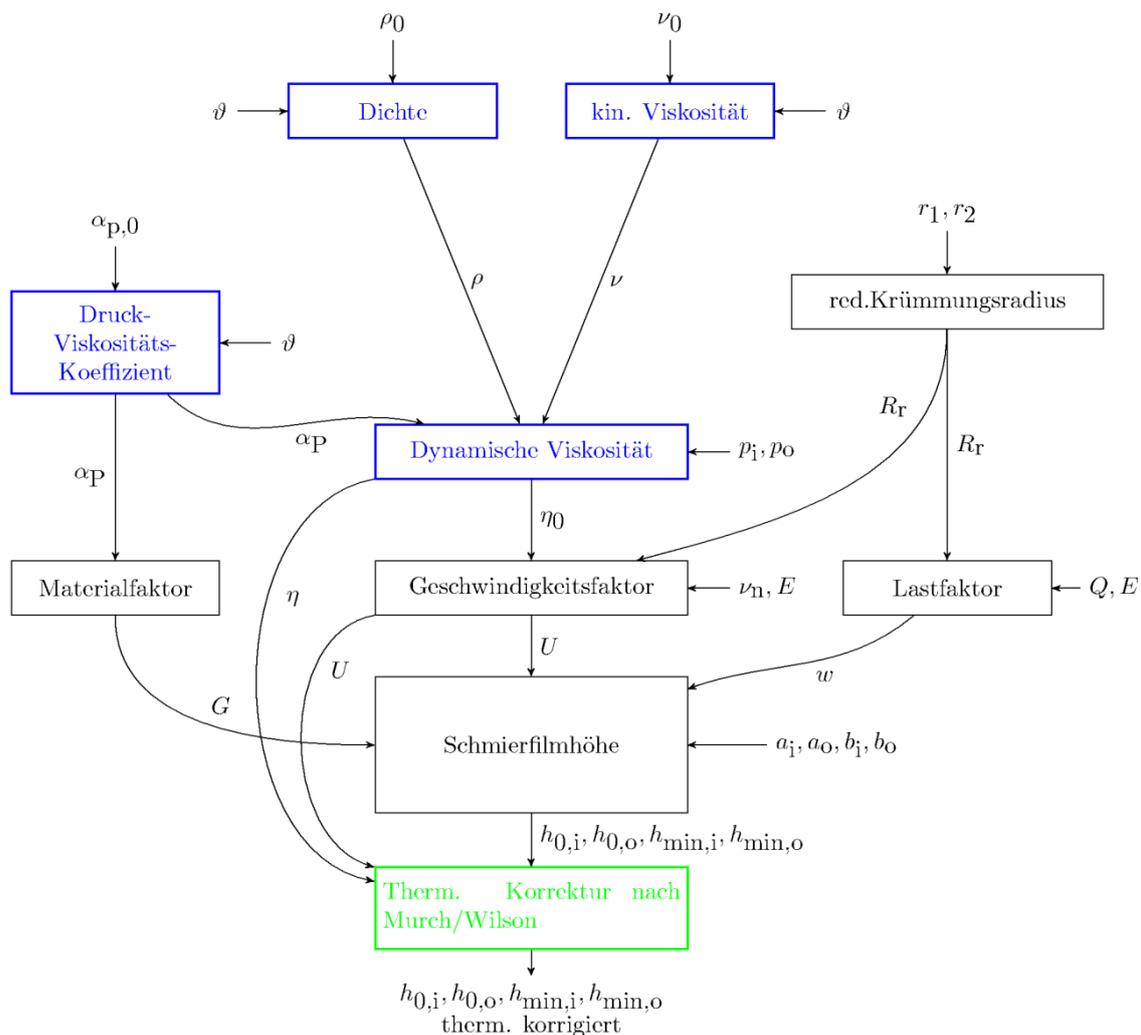


Abbildung 7-6: Flussdiagramm zur Berechnung der Schmierfilmhöhe [96]

7.3 Vergleich der gemessenen und berechneten Lagerimpedanz für den Lagertyp 6205 C3

Ein Vergleich zwischen den Berechnungs- und Messergebnissen wird im Folgenden für den Lagertyp 6205 C3 vorgestellt. Es wird zunächst anhand des Vergleichs der berechneten und gemessenen Lagerimpedanz überprüft, ob die in [80] genannten Korrekturfaktoren k_c bzw. k_r notwendig sind.

7.3.1 Vergleich der Lagerimpedanz

Die in Kapitel 7.1 genannten großen Korrekturfaktoren k_c bzw. k_r zur Berücksichtigung der Randeffekte [80] bei der Lagerkapazitätsberechnung bzw. beim Lagerwiderstand stehen der Aussage von [39] und [86] entgegen, wo der Einfluss der Randeffekte mit maximal 15 % angegeben ist. Der Vergleich der gemessenen und berechneten Lagerimpedanz für den Lagertyp 6205 C3 für den hochohmigen Schmierstoff G1 (Abbildung 7-8, Abbildung 7-7) zeigt, dass bei Vernachlässigung der Korrekturfaktoren ($k_r = 1$, $k_c = 1$) für die hier aufgezeigten Betriebspunkte A3 und A4 (Tabelle 6-1) eine gute Übereinstimmung zu erzielen ist. Diese Übereinstimmung ist erst aber einer Frequenz von etwa 11 kHz bzw. 20 kHz ersichtlich. Bei den Frequenzen kleiner 11 kHz zeigen die Messungen, dass die Lagerimpedanz mit abnehmender Frequenz bis hin zu einem Kilohertz stetig abnimmt. Mithin sind die in [80] genannten großen Korrekturfaktoren hier nicht sinnvoll einsetzbar. Die Annahmen mit $k_r \cong 1$ und $k_c \cong 1$ werden durch die Übereinstimmung der Rechnung mit der Messung bestätigt (Abbildung 7-7). Bei der Berücksichtigung der Korrekturfaktoren ($k_c = 1/k_r = 3,5$) wird die Lagerimpedanz um 65 % bezogen auf den Messwert unterschätzt.

Sind die Übereinstimmungen der Berechnung und Messung bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta = 60^\circ\text{C}$ noch gegeben, nimmt die Differenz zwischen Berechnung und Messungen mit kleiner werdenden Lagertemperaturen zu. Beispielhaft zeigt Abbildung 7-8 eine Abweichung von 85 % (bei 1 MHz) des berechneten Wertes bezogen auf den Messwert für eine gemessene mittlere Lagertemperatur von 60°C . Die Differenzen sind durch die messtechnische Näherung der Schmierfilmtemperatur zu erklären. Wie in Kapitel 3.1.2 beschrieben, ist die verwendete Lagertemperatur der Mittelwert der gemessenen Temperatur am Innen- und Außenring. Ebenfalls bildet der analytische Ansatz der Schmierfilmhöhenberechnung nicht alle Bedingungen im Kontakt ab, wie der Vergleich des analytischen Ansatzes mit den Berechnungsergebnissen des MKS-Modells zeigt (Anhang E). Die Verwendung des Korrekturfaktors $k_c = 1/k_r = 3,5$ führt auch hier zu keinem sinnvollen Ergebnis, da es wiederum zu einer massiven Unterschätzung von 57 % bezogen auf den Messwert kommt.

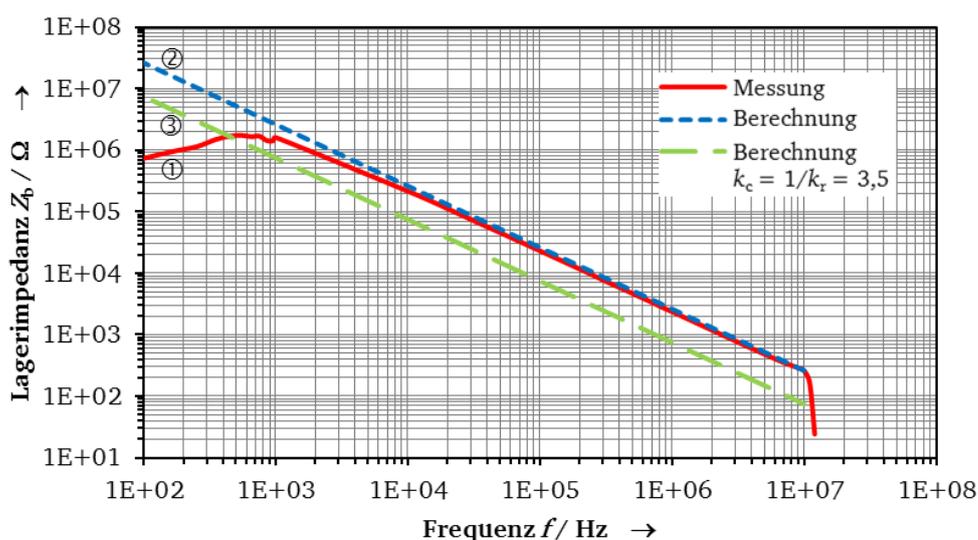


Abbildung 7-7: Vergleich der gemessenen (rote Linie (—), ①) und berechneten Lagerimpedanz für den Betriebszustand A4 ($F_r = 335\text{ N}$, $F_a = 50\text{ N}$, $n = 1500\text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 80^\circ\text{C}$) für den Schmierstoff G1 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$ (Berechnung: blaue Linie (---), ②) und $k_c = 1/k_r = 3,5$ (Berechnung $k_c = 1/k_r = 3,5$, grüne Linie (---), ③) [95], [96]

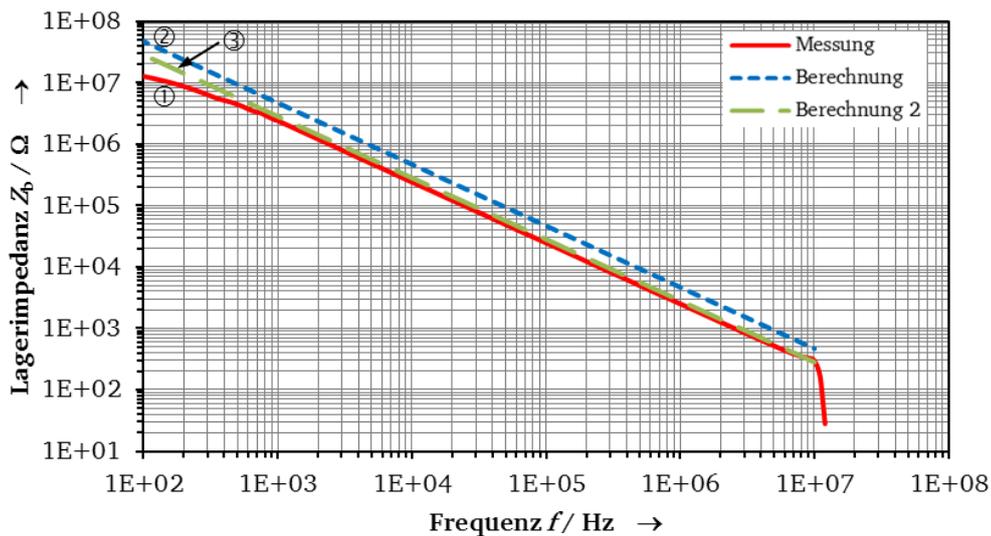


Abbildung 7-8: Vergleich der gemessenen (rote Linie (—), ①) und berechneten Lagerimpedanz für den Betriebszustand A3 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1000 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ °C}$) für den Schmierstoff G1 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$ (Berechnung: blaue Linie (---), ②) und bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 70 \text{ °C}$ und $k_r = k_c = 1$ oder bei einer Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 65 \text{ °C}$ $k_c = 1/k_r = 1,15$ (Berechnung 2: grüne Linie (---), ③) [96]

Die mittlere Lagertemperatur ist nur hinreichend genau, wie die Versuche aus [96] zeigen. Eine exakte Bestimmung der Lagertemperatur ist nicht möglich und die analytische Ansätze [94] sind sehr komplex. Die Annahme, dass die Schmierstofftemperatur um bis zu 10 K [41] von der mittleren Lagertemperatur abweicht, ist eine gängige Praxis.

Eine gute Übereinstimmung (Abweichung 12 % (bei 1 MHz)) von Berechnung und Messung des Beispiels in Abbildung 7-8 ist zu erzielen, wenn eine Temperaturerhöhung um 10 K auf die messtechnisch ermittelte Lagertemperatur, oder eine Temperaturerhöhung um 5 K bei Berücksichtigung des Korrekturfaktors nach [39] und [86] von $k_c = 1,15$ bei der Berechnung („Berechnung 2“) herangezogen werden.

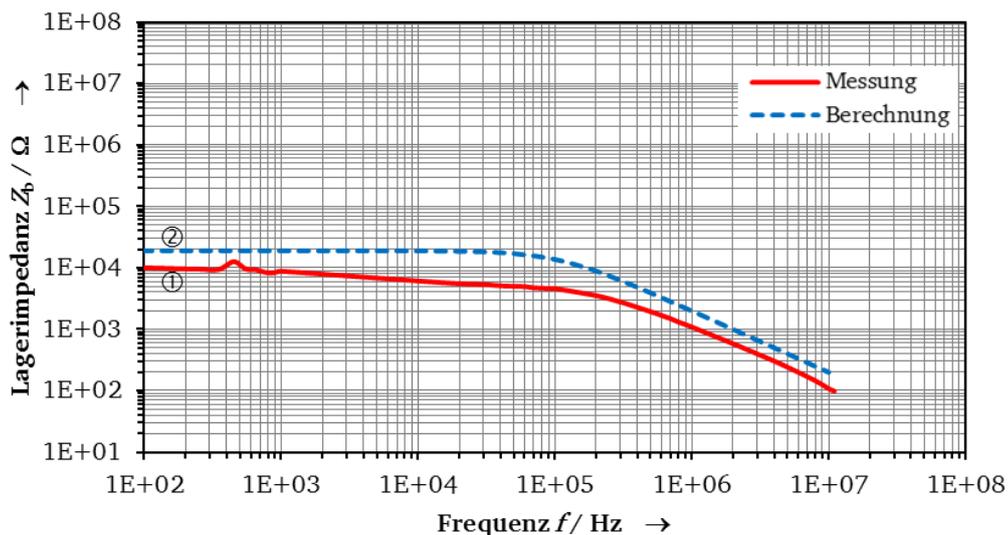


Abbildung 7-9: Vergleich der gemessenen (rote Linie (—), ①) und berechneten Lagerimpedanz für den Betriebszustand A3 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ °C}$) für den Schmierstoff G2 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$ (Berechnung: blaue Linie (---), ②) [96]

Beim Betriebspunkt A4 (Abbildung 7-7) wird von außen zugeheizt, sodass die Temperatur wesentlich durch die Heizung bestimmt wird. Die Abweichung zwischen berechneter und

gemessener Impedanz beträgt 20 % (bei 1 MHz). Bei der Berücksichtigung der Korrekturfaktoren ($k_c = 1/k_r = 3,5$) wird die Lagerimpedanz um 65 % unterschätzt.

Der Vergleich für den niederohmigen Schmierstoff G2 (Abbildung 7-9) zeigt deutlich größere Unterschiede von 233 % zwischen berechneter und gemessener Impedanz auf. Es zeigt sich beim Vergleich der Kapazität (Abweichung -59 %) und des Widerstandes (Abweichung 750 %), dass der Unterschied bei der Impedanz durch die ungenaue Berechnung des Lagerwiderstands hervorgerufen wird. Bei Berücksichtigung eines Korrekturfaktors von $k_c = k_r = 3,5$ erfolgt eine Unterschätzung von 36 %. Der Vergleich der Schmierstoffe G3 bis G5 (Anhang D) zeigt ebenso nur bedingte Übereinstimmung bei den hochohmigen Schmierstoff G3 (Abweichung 35 % (Belastungszustand A4, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$)) und G5 (Abweichung: 234 % (Belastungszustand A3, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$), 84 % (Belastungszustand A3, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$)). Jedoch ist die Abweichung beim niederohmigen Schmierstoff G4 mit deutlich mehr als 1000 % am stärksten ausgeprägt.

Die Unterschiede werden im Folgenden beim Vergleich der berechneten und gemessenen Lagerkapazitäten und des Lagerwiderstands aufgezeigt.

7.3.2 Vergleich der Lagerkapazität

Der Vergleich der Lagerkapazität für die Betriebspunkte A3 (Abbildung 7-10 a) und A4 (Abbildung 7-10 b) für den Schmierstoff G1 zeigt eine gute Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Lagerkapazität. Der Vergleich der Lagerkapazität mit der Lagerimpedanz zeigt klar den dominanten kapazitiven Anteil an der Impedanz auf. Dies ist plausibel, da der Schmierstoff G1 hochohmig ist. Die Abweichung der berechneten Lagerimpedanz (Abbildung 7-8, Abbildung 7-7) bei Frequenzen unterhalb von 11 kHz rührt von der stark abweichenden Berechnung der Lagerkapazität her. Diese Abweichung ist auf die relative Permittivität zurückzuführen, da diese nach *Küchler* [92] je nach Polarisationsgrad der einzelnen Werkstoffe des Werkstoffverbundes frequenzabhängig ist und mit zunehmender Frequenz abnimmt.

Die vorliegenden Untersuchungen von [18] betrachten nur Frequenzen von 1 ... 10 MHz und die Messergebnisse zeigen keine Frequenzabhängigkeit. Daher lässt sich nach *Küchler* schließen, dass in diesem Frequenzbereich nur eine Polarisationsart vorliegen muss. Die Messergebnisse der relativen Permittivität des Schmierstoffes G1 [96], bei dem deutliche Unterschiede bei der Analyse des Grundöls ($\epsilon_r = 2,2$) und des Schmierstoffes ($\epsilon_r = 3,24$) gemessen wurden, beinhalten keinen Frequenzbezug. Der Vergleich der berechneten und gemessenen Lagerkapazität für den Schmierstoff G2 (Abbildung 7-10 c) weicht von allen durchgeführten Messungen am stärksten ab. Aufgrund des Vergleichs des Schmierstoffes G1 ist zu vermuten, dass der mit $\epsilon_r = 4,6$ angenommene Wert der relativen Permittivität für das Grundöl des Schmierstoffes G2 aus [18] zu ungenau ist. Gleiches lassen die Ergebnisse bei den Schmierstoffen G3...G5 (Anhang D) zu.

Es sind weitere Untersuchungen zur relativen Permittivität von Schmierstoffen in Abhängigkeit der Frequenz notwendig. Die Untersuchungen müssen über einen weiten Frequenzbereich durchgeführt werden, sodass die hier festgestellten starken Abweichungen unterhalb von zwanzig Kilohertz nachvollziehbar der Änderung der Permittivität über der Frequenz zuzuordnen ist. Weiterhin sollte der Einfluss der Seife bzw. der Additive Gegenstand der Untersuchungen sein.

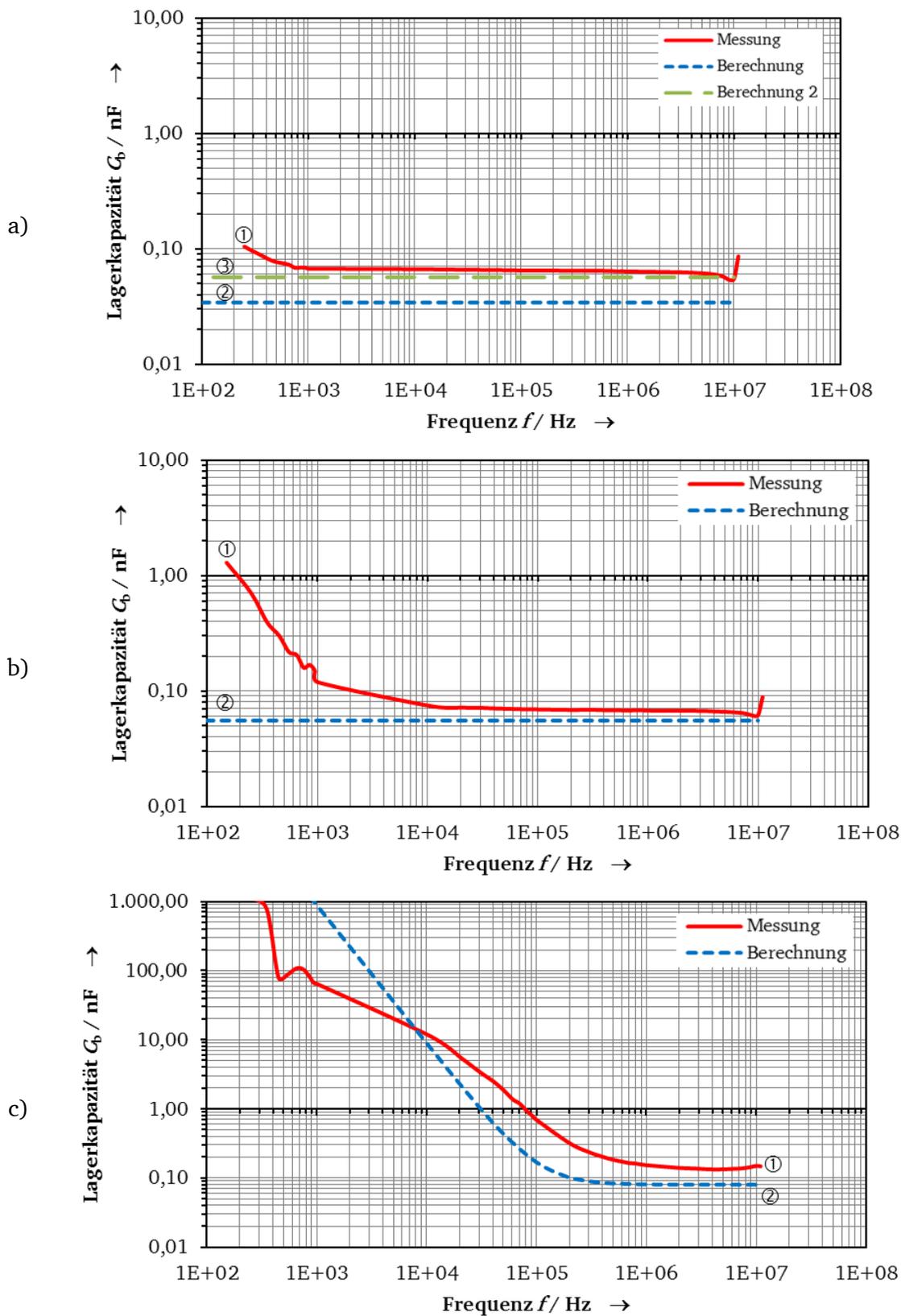


Abbildung 7-10: Wie a) Abbildung 7-8, b) Abbildung 7-7 und c) Abbildung 7-9, jedoch Vergleich der gemessenen (rote Linie (—), ①) und berechneten (Berechnung, blaue Linie (---) ②; Berechnung 2, grüne Linie (---), ③) Lagerkapazität [96]

7.3.3 Vergleich des Lagerwiderstands

Die Berechnung des Lagerwiderstands weicht sowohl für den Schmierstoff G1 (Abbildung 7-11 a und b), für den Schmierstoff G2 (Abbildung 7-11 c), als auch für die Schmierstoffe G3...G5 (Anhang D) deutlich von der Messung ab. Ist der Einfluss des Lagerwiderstandes beim hochohmigen Schmierstoff G1 auf die Lagerimpedanz vernachlässigbar klein, so gilt dies nicht mehr bei der Betrachtung des niederohmigen Schmierstoffes G2. Der sichtbare Unterschied beim Vergleich der gemessenen und berechneten Impedanz (Abbildung 7-9) für den Schmierstoff G2 ist in der Abweichung bei der Berechnung des Lagerwiderstands zu finden. Da die Abweichungen insbesondere bei den hochohmigen Schmierstoffen sehr deutlich ausgeprägt sind, ist zu erwarten, dass die tatsächliche Leitfähigkeit stark von der messtechnisch ermittelten Leitfähigkeit des Schmierstoffes abweicht.

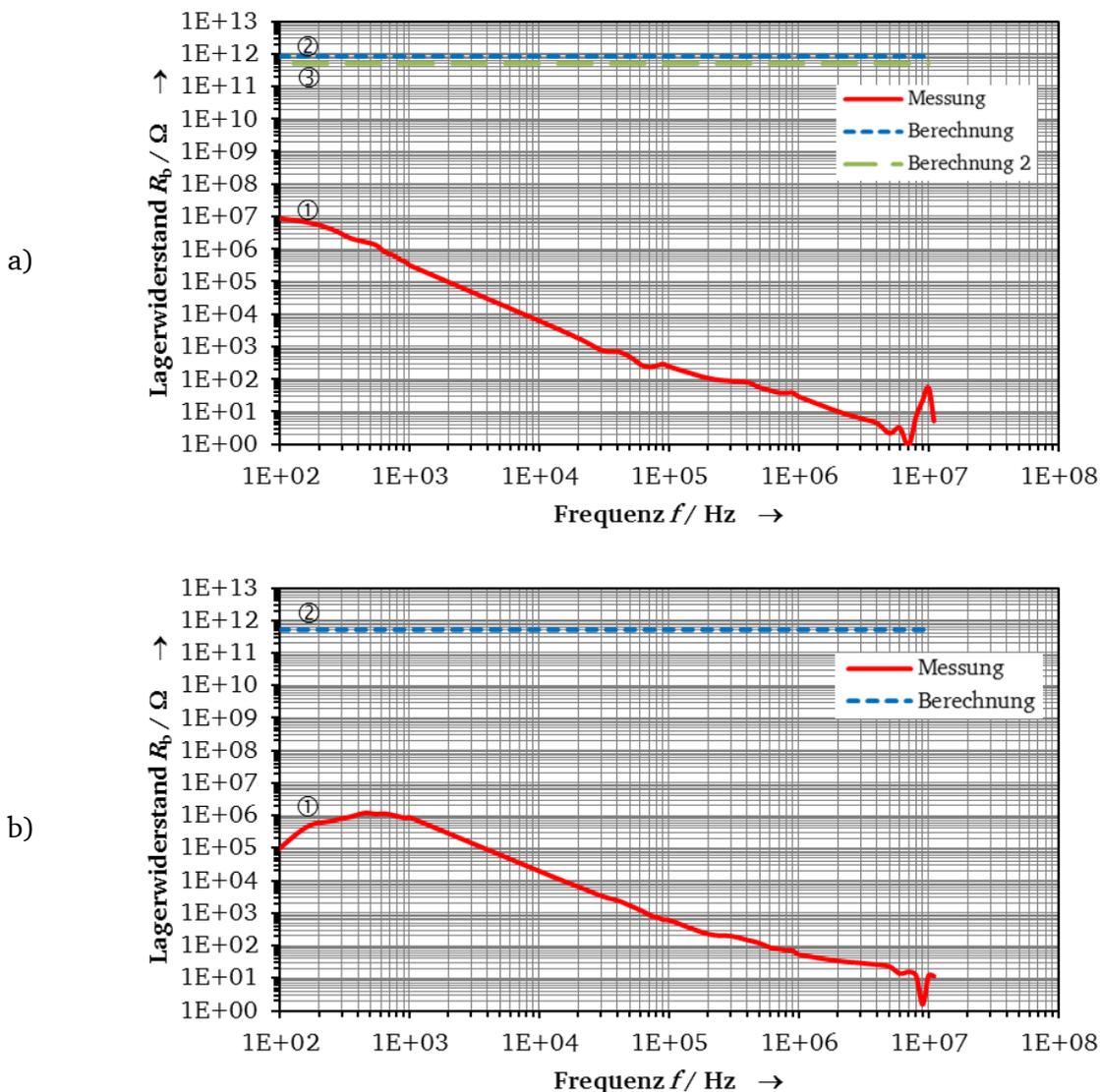


Abbildung 7-11: Wie a) Abbildung 7-8 und b) Abbildung 7-7, jedoch Vergleich des gemessenen (rote Linie (—), ①) und berechneten (Berechnung, blaue Linie (---), ②; Berechnung 2, grüne Linie (---), ③) Lagerwiderstands [96]

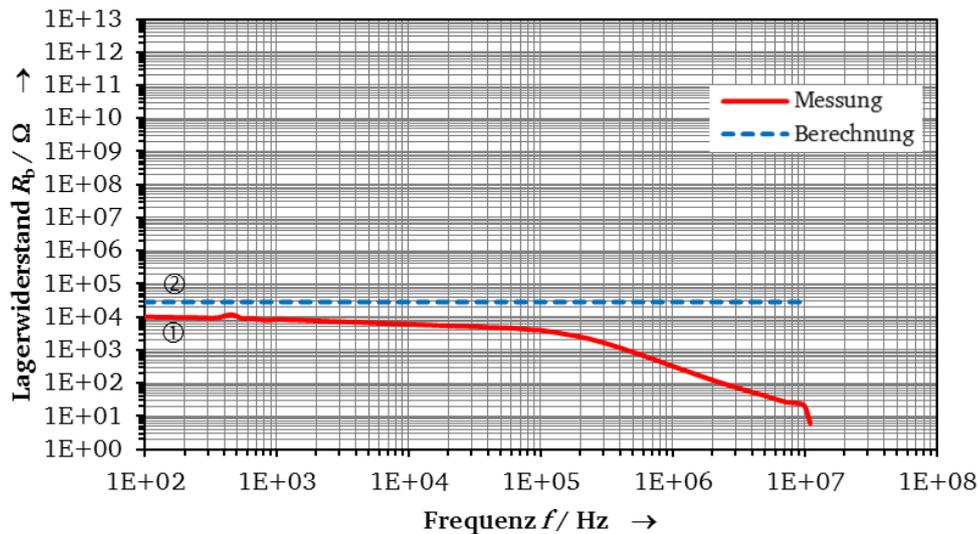


Abbildung 7-12: Wie Abbildung 7-9, jedoch Vergleich des gemessenen (rote Linie (—), ①) und berechneten (Berechnung, blaue Linie (---), ②) Lagerwiderstands [96]

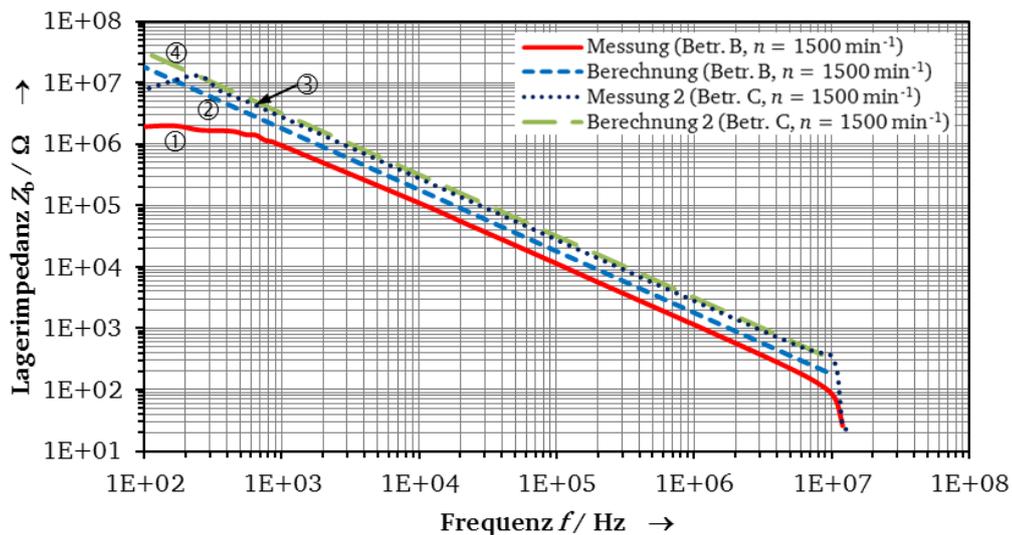


Abbildung 7-13: Vergleich der gemessenen und berechneten Lagerimpedanz für den Betriebszustand B ($F_r = 1332 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ °C}$, Messung: rote Linie (—), ①; Berechnung: blaue Linie (---), ②) und für den Betriebszustand C ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 350 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ °C}$, Messung 2 dunkel blaue Linie (...), ③; Berechnung 2: grüne Linie (---), ④) für den Schmierstoff G1 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$ [96]

Die Ermittlung des spezifischen Widerstands aus Gleichspannungsversuchen sieht *Küchler* [92] kritisch. *Küchler* hält fest, dass der spezifische Widerstand von Temperatur, Feldstärke, Ölpaltweite und von der Zeit abhängt. Weiterhin führt er an, dass Alterungsprodukte, wie Partikel und Säuren, zu einer Verringerung des spezifischen Widerstandes führen. Daher ist für die exakte Berechnung des Lagerwiderstandes eine exakte Bestimmung des spezifischen Widerstandes in Abhängigkeit der Frequenz notwendig. Die in dieser Arbeit bestimmten Werte für die spezifischen Widerstände sind nicht hinreichend genau.

Das elektrische Lagermodell ist gültig für unterschiedliche Lagerbelastungen, wie dies Abbildung 7-13 zeigt. Hierbei ist die Übereinstimmung bei der erhöhten axialen Lagerbelastung (Betriebspunkt C) sehr gut. Bei der erhöhten radialen Lagerbelastung (Betriebspunkt B) ist eine deutliche Abweichung festzustellen.

Unter Verwendung des elektrischen Lagermodells (Kapitel 7.1) wurde ein äquivalenter spezifischer Widerstand für den Schmierstoff G1 bestimmt (Abbildung 7-14), um die Abhängigkeit des spezifischen Widerstand von Lagerbelastung, Lagertemperatur und der Frequenz aufzuzeigen.

Der berechnete äquivalente spezifische Widerstand fällt ab 500 Hz im logarithmischen Maßstab linear mit der Frequenz. Unterhalb von 500 Hz ist kein deutlicher Trend zu erkennen. Zwischen dem äquivalenten und dem gemessenen spezifischen Widerstand ρ ist bei 500 Hz ein Faktor von ca. 100000 zu erkennen. Mit zunehmender Frequenz steigt die Abweichung deutlich an.

Der Einfluss der Lagertemperatur und der Lagerbelastung auf den spezifischen Widerstand ist zu erkennen. Sowohl Lagertemperatur als auch die Lagerbelastung führen zu unterschiedlichen Schmierfilmhöhen und damit zu verschiedenen Ölpaltweiten. Wird nach *Küchler* die Abhängigkeit von der Ölpaltweite herangezogen und angenommen, dass die Ölpaltweite sich linear verändert, so ergibt sich bei einer Schmierfilmhöhe von ca. $0,1 \mu\text{m}$ bezogen auf die Spaltweite von einem Millimeter im Messaufbau ein Faktor 10000. Unter Berücksichtigung dieser linearen Näherung würde der Faktor zwischen dem gemessenen spezifischen Widerstand und dem äquivalenten spezifischen Widerstand sich nur um den Faktor zehn unterscheiden. Festzuhalten ist an dieser Stelle, dass ein wesentlicher Forschungsbedarf bezüglich des spezifischen Widerstands von Schmierstoffen bzw. Schmierölen vorhanden ist.

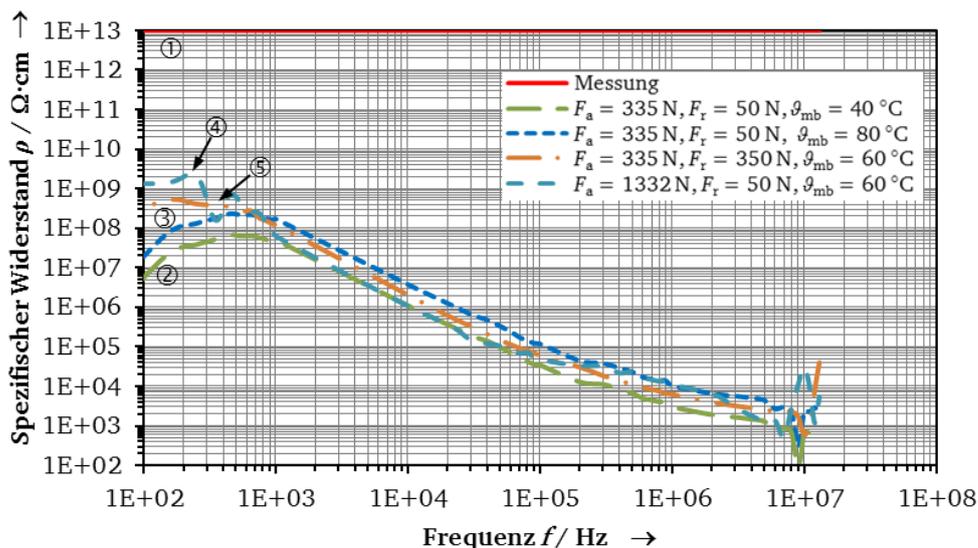


Abbildung 7-14: Vergleich des gemessenen spezifischen Widerstands (rote Linie (—), ①) und den aus der Lagerimpedanz zurückgerechneten spezifischen Widerständen für a) den Betriebszustand A2 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{\text{mb}} = 40 \text{ °C}$, grüne Linie (— —), ②), b) für den Betriebszustand A4 ($F_r = 400 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{\text{mb}} = 80 \text{ °C}$, blaue Linie (---), ③), c) für den Betriebszustand B ($F_r = 1332 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, hell blaue Linie (— —), ④) und d) für den Betriebszustand C ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 350 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{\text{mb}} = 60 \text{ °C}$, orange Linie (---), ⑤) für den Schmierstoff G1 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_c = k_r = 1$

8 Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist die Untersuchung des Schädigungsmechanismus von Rillenkugellagern in E-Motoren und Generatoren, verursacht durch parasitäre hochfrequente Lagerströme bei Betrieb mit schnell schaltenden modernen Spannungszwischenkreis-Umrichtern in Verbindung mit der Überprüfung der aus der Literatur bekannten zulässigen Lagerstrombelastung. Umrichter gespeiste Kurzschlusskäfigläufer-Asynchron-Normmotoren als gängigster Drehstrommaschinentyp im Leistungsbereich von 1,5 kW, 11 kW, 110 kW, jeweils vierpolig für 400 V Bemessungsspannung, 50 Hz, sind als Versuchsobjekte mit entsprechenden Rillenkugellagern ausgewählt worden. Die Art der auftretenden Lagerströme, verursacht durch die schaltfrequente Gleichtaktspannung des speisenden Umrichters, war zu Beginn dieser Arbeit in zahlreichen Publikationen bereits ausführlich dokumentiert. Die Lagerströme werden eingeteilt in

- ungefährliche kapazitive Umladeströme (du/dt -Ströme) des voll ausgebildeten Schmierfilms,
- gefährliche Entladeströme bei elektrischem Durchschlag des voll ausgebildeten Schmierfilms (EDM-Ströme) auf Grund einer zu hohen hochfrequenten Lagerspannung,
- über die Lager fließende gefährliche Zirkularströme infolge einer schaltfrequenten Wellenspannung, erzeugt durch Spannungsinduktion über einen schaltfrequent veränderlichen magnetischen Ringfluss des umrichterbedingten Stator-Erd-Stroms,
- über die Lager fließende gefährliche schaltfrequente Rotor-Erd-Ströme bei im Vergleich zur Ständererdung zu niedriger Rotor-Erd-Impedanz.

Basierend auf aus der Literatur bekannten Einflüssen von Filter, Motorkabeltyp und Kabellänge sowie Erdungsart auf die Lagerstromentstehung und entsprechende Abhilfemaßnahmen wie Lagerisolierung, Erdungsbürsten, niederohmiges Fett, Gleichtakt-Strom- und -Spannungsfiler am Umrichter Ausgang wurden die Bedingungen so gewählt, dass ausgeprägte Lagerströme auftreten. Daher wurden hart schaltende IGBT-Spannungszwischenkreisumrichter mit 560 V Zwischenkreisspannung und kurze (bis maximal 10 m) un-/geschirmte Motorzuleitungen mit Erdverbindung vom Motorgehäuse zur Umrichtererdung ausgewählt. Die Rotorerdung wurde für die Rotor-Erd-Stromversuche entsprechend niedrig, sonst sehr hochohmig, gewählt. Die Methoden zur Messung der Lagerspannungen und -ströme in den E-Maschinen wurden aus der Literatur entnommen und zur Optimierung der Versuchsdurchführung weiterentwickelt. Fünf chemisch unterschiedlich aufgebaute Schmierstoffe, bei Verwendung von drei verschiedenen Grundölen (Mineral-, Ester, Hydrocarbon-Öl), wurden ausgewählt, sodass der Einfluss von nieder- bis hochohmigen Schmierstoffen auf die Ausbildung von Lagerströmen untersucht werden konnte.

Zur Ermittlung der zulässigen Lagerstrombelastung bei den drei unterschiedlichen kritischen Lagerstromtypen (EDM-, Zirkular-, Rotor-Erd-Strom) wurden Dauerversuche mit Radialkugellagern in mehreren parallel aufgebauten Prüfständen mit 1,5 kW-, 11 kW- und 110 kW-Asynchronmaschinen (im Motorleerlauf) mit 500 h, 1000 h und 2000h Versuchsdauer gefahren. Dabei konnten die Drehzahl, die axiale und radiale Lagerkraft und die aus Innen- und Außenringtemperatur gemittelte Lagertemperatur gezielt eingestellt und gemessen werden (über Riemen und Kraftmessdosen, Heizelemente, Messschleifringe). Weiter wurde an zwei Lagerprüfständen für Radialkugellager, basierend auf je einem 1,5 kW- und 110 kW-Motortyp, die Lagerimpedanz bei unterschiedlichen Betriebsparametern gemessen, wobei nur beim 1,5 kW-Prüfstand stabile Messwerte mit einem RLC-Meter gemessen werden konnten.

Diese Messwerte wurden mit einem eigens hierfür entwickeltem Berechnungsprogramm rechnerisch überprüft. Die Ergebnisse zeigen, dass die hochohmigen Schmierstoffe ein überwiegend kapazitives Verhalten unabhängig von der Frequenz besitzen. Ein solch kapazitives Verhalten ist bei niederohmigen Schmierstoffen erst bei höheren Frequenzen festzustellen, aber auch noch abhängig von der Zusammensetzung des Schmierstoffes durch die Art der Additive selbst.

Bei den untersuchten Radiallagern hat jeder Wälzkörper, insbesondere bei überwiegend radialem Kraftanteil, eine unterschiedliche Belastung der einzelnen Wälzkörper. Daher treten an den einzelnen Wälzkörpern unterschiedliche Schmierfilmhöhen auf, was auch unterschiedliche Schmierzustände bedingt. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass der Initialschaden in der Hauptlastzone beginnt. Daher ist davon auszugehen, dass der dominante Stromübergang sich in der Belastungszone befinden muss. Die lastfreien Wälzkörper bei gegebenem Lagerspiel bedingen zu große Strecken zwischen den Kontaktpartnern, sodass diese isolierend wirken.

Aufgrund der Lagerimpedanz-Berechnungsergebnisse mit der Abbildung der unterschiedlichen Schmierzustände (Mangelschmierung bei tiefer Drehzahl, Mischreibung bei mittleren Drehzahlen und Vollschmierung bei ausreichend hohen Drehzahlen) sowie der Vergleichsmöglichkeit mit Messergebnissen für die drei untersuchten Lagerstromarten zeigen auf, dass der Drehzahlbereich für EDM- und Zirkular-Lagerströme analytisch vorzuberechnen ist. Benötigt werden für diese Berechnung allerdings die exakten elektrischen Kennwerte des Schmierstoffes (relative Permittivität, Leitfähigkeit, Durchschlagsfestigkeit). Daher wurden erstmalig die Durchschlagswerte für Schmierstoff-Grundöle und die additivierten Grundöle bestimmt. Ebenfalls wurden die Werte des spezifischen Widerstandes ermittelt. Der Abgleich der mechanischen Berechnungen der Kraftverteilung auf die Wälzkörper und die Schmierfilmhöhe [96] ermöglichten so die analytische Abschätzung kritischer Lagerstrombereiche für EDM- und Zirkular-Lagerströme.

Die in dieser Arbeit ausgeführten Messergebnisse zeigen erstmals detailliert die Zuordnung der aus der hydrodynamischen Schmierungstheorie bekannten Schmierzustände der Wälzlager zu den auftretenden möglichen Stromdurchgängen für fünf Schmierstoffe. Hierbei kann gezeigt werden, dass der Schmierzustand auf die jeweilige Lagerstromart (EDM-, Rotor-Erd-, Zirkular-Lagerstrom) anders wirkt. Die Messergebnisse sind an realen umrichter gespeisten 1,5 ... 110 kW -Asynchronmaschinen gemessen worden, die eigens dafür modifiziert wurden, sodass sowohl die Einstellung der mechanischen Lagerbelastung, der Lagertemperatur und der Drehzahl erlaubt sind. Die Versuche zeigen, dass bei einer Lagerstromdichte ab etwa $0,7 \text{ A/mm}^2$ mit dem Auftreten von Riffelbildung zu rechnen ist, während bei kleinen Stromdichten unter $0,1 \text{ A/mm}^2$ keine Lagerschädigung durch Riffel auftritt.

Der Abgleich der analytischen Berechnung der kritischen Lagerstrombereiche für EDM- und Zirkular-Lagerströme mit den Lagerstrommessungen und den messtechnisch ermittelten elektrischen Kennwerten der untersuchten Schmierstoffe zeigte eine sehr gute Übereinstimmung. Weiter wurde gezeigt, warum durch einen unerwünschten Rotor-Erd-Strom bedingte Lagerströme nahezu unabhängig vom jeweiligen Schmierzustand auf jeden Fall auftreten, wenn denn ein Rotor-Erd-Strom fließt.

Diese Modellierung der elektrischen Eigenschaften der Lager, beginnend bei der Lagerimpedanz über die Kraft- und Schmierstoffbedingungen hin zum Auftreten von Lagerströmen, erfolgte auf Basis der konsequenten physikalischen Interpretation der Messergebnisse. Durch die relativ große Menge an untersuchten Radial-Kugellagern für kleine

und mittlere Normmotoren im Bereich 1,5 kW, 11 kW und 110 kW konnten die Messergebnisse auch statistisch abgesichert werden. Gleichzeitig umfasst der untersuchte Leistungsbereich jenen Bereich in der industriellen Antriebstechnik, wo zahlenmäßig ein Großteil der eingesetzten Motoren arbeitet. Insofern haben die Ergebnisse auch unmittelbare praxisnahe Relevanz und können leicht auf industriell eingesetzte umrichter gespeiste Motoren übertragen werden. Die Zusammenarbeit mit Industriepartnern im Rahmen von Projekten zeigte, dass die ermittelten Ergebnisse mit Felderfahrungen korrelieren.

Folgende Ergebnisse wurden erzielt:

Die EDM-Ströme treten nur auf, wenn Vollschröpfung vorhanden ist, also erst ab einer bestimmten Drehzahl, denn nur bei einem voll ausgebildeten Schmierfilm kann dieser die elektrische Lagerspannung bis zu einer Durchschlagfeldstärke je nach Schmierstoff von bis zu 45 kV/mm (bei unverschmutztem Schmierstoff) halten. Mit zunehmender Drehzahl und dadurch hydrodynamisch bedingter zunehmender Schmierfilmdicke wird diese Durchschlagfeldstärke nicht mehr erreicht, da die maximal auftretende Lagerspannung als fester Prozentsatz (Verhältnis $BVR < 1$, Bearing Voltage Ratio) der Umrichterleichtaktspannung (Common-Mode-Spannung) begrenzt ist. Daher treten oberhalb bestimmter Drehzahlen keine EDM-Ströme mehr auf. Das Drehzahlfenster für das Auftreten von EDM-Strömen liegt bei den untersuchten Maschinen typisch zwischen 500 min^{-1} und 1500 min^{-1} bei etwa $60 \text{ }^\circ\text{C}$ mittlerer Lagertemperatur und bei mittleren mechanischen Lagerbelastungen. Mit steigender Lagertemperatur und damit sinkender Schmierstoffviskosität sinkt bei fester Drehzahl und Lagerbelastung die Schmierfilmdicke, sodass sich dieses Drehzahlfenster der EDM-Ströme mit einem ausgeprägtem Maximum etwa in Fenstermitte mit steigender Lagertemperatur zu höheren Drehzahlwerten verschoben wird. Auch eine Erhöhung der Lagerbelastung verringert die Schmierfilmdicke und verschiebt das Fenster zu höheren Drehzahlen. Diese Ergebnisse bestätigen frühere externe und aktuelle Untersuchungen. Die Versuchsergebnisse zeigen für leitfähige Schmierstoffe ein stark vermindertes Auftreten von EDM-Lagerströmen mit kleinen EDM-Lagerstrom-Werten. Der graphitierte Schmierstoff führte trotzdem zu Oberflächenveränderungen, die nicht typischen EDM-Lagerstromschäden entsprechen.

Die Zirkularströme können nur fließen, wenn

- a) die hochfrequent induzierte Wellenspannung ausreichend hoch ist,
- b) die Lager eine ausreichend niedrige Rotorimpedanz aufweisen, sodass die hochfrequente Wellenspannung in der Lage ist, einen Strom im Kreis über DE-Lager, DE-Lagerschild, Statorblechpaket, NDE-Lagerschild, NDE-Lager, Rotorblechpaket und Welle zu treiben. An den beiden Lagern fließt der Lagerstrom dann folglich in entgegengesetzter Richtung.

Bei niederohmig geerdetem Stator und gegen Erde isoliertem Rotor, also dem Erdungs-„Normalzustand“, treibt die Umrichterleichtaktspannung über die große Kapazität der Statorwicklungshauptisolierung den kapazitiven Stator-Erd-Strom, der einen im Statorblechpaket um die Welle kreisenden magnetischen Ringfluss erregt. Für eine ausreichend große Wellenspannung bei 560 V Zwischenkreisspannung bei einer typischen Schaltfrequenz unter 10 kHz muss dieser vom schaltfrequenten Ständererdstrom veränderliche magnetische Ringfluss eine gewisse Mindestgröße überschreiten, also die Motorquerschnittsfläche ausreichend groß sein, um eine ausreichend große Wellenspannung zu induzieren, sodass nur bei den 110 kW-Maschinen dieser Zirkularstrom festgestellt werden konnte. Die 1,5 kW- und 11 kW-Motoren waren baulich zu klein für einen ausreichend großen Ringfluss und sind daher frei von Zirkularströmen. Die Zirkularströme treten erst ab ca. 50 kW Bemessungsleistung (bei 1500 min^{-1}) auf, wie die Literatur zeigt. Zwischen Zirkularstrom und Ständererdstrom stellt sich wie bei einem sekundär kurzgeschlossenen

Transformator ein festes Verhältnis $BCR < 1$ (Bearing Current Ratio) ein, das im Wesentlichen von der Motorgeometrie abhängt. Der Zirkularstrom am Lager ist als „*ohm*‘sch“ zu bezeichnen, denn die Lagerspannung bricht nicht wie beim EDM-Strom infolge eines Spannung-Durchschlags zusammen, sondern ist zum Lagerstrom proportional.

Diese *ohm*‘schen Ströme durch die Lager treten bei den hochohmigen Schmierstoffen im Mischreibungsbereich oder bei niedrigen Drehzahlen im Bereich der Mangelschmierung auf, sodass durch metallischen Kontakt der Kontaktpartner das Lager niederohmig wird. Sonst fließt dieser Stromtyp nicht. Bei niederohmigen Schmierstoffen wird das Lager durch den Schmierstoff niederohmig und ein Zirkular-Lagerstrom kann fließen.

Mit steigender Drehzahl sinkt die Zirkular-Lagerstromamplitude ab, da sich der Schmierfilm aufbaut und die Lagerimpedanz zunimmt. Mit steigender Lagertemperatur und steigender Lagerbelastung, also verringerter Schmierfilmhöhe, steigt jene Grenzdrehzahl (z.B. G1: 750 min^{-1} bei $60 \text{ }^\circ\text{C}$ mittlerer Lagertemperatur und mittlerer Lagerbelastung) an, ab der der Zirkular-Lagerstrom verschwindet und die Lagerspannung am Lager gehalten wird. Oberhalb dieser Drehzahl können dann EDM-Ströme auftreten, wenn die Durchschlagsfeldstärke ausreichend niedrig ist. Dieses Verhalten kann mit den vorgestellten Berechnungsvorschriften vorausgesagt werden.

Bei niederohmig geerdetem Rotor und gegen Erde hochohmigen evtl. sogar isolierten (Stator, also einem unerwünschten Erdungszustand, wie er z. B. bei Walzwerken oder Getriebemotoren auftreten kann, fließt über zu mindestens ein Lager der Rotor-Erd-Lagerstrom. Dieser Rotor-Erd-Lagerstrom ist wie auch der Stator-Erd-Strom durch die Umrichterleichtaktspannung bedingt. Beide Ströme fließen als Erd-Strom über die große Kapazität der Statorwicklungshauptisolierung und teilen sich dann je nach Erdungsverhältnisse in den Stator- oder Rotor-Erd-Strom auf. Der Rotor-Erd-Strom fließt dann über die Lager und die kleine Stator-Rotor-Kapazität des Motorluftspalts zum Rotorblechpaket und von dort dann gegen Erde ab. Parallel dazu fließt ein kleiner Teil des Rotor-Erd-Stroms über die sehr kleine Kapazität zwischen Statorwicklung und Rotoreisen über den Luftspalt unter den Stator-Nutöffnungen als kapazitiver Strom. Diese Kapazität kann bei kleineren Motoren mit geschlossenen oder halboffenen Nuten vernachlässigt werden. Die Versuchsergebnisse zeigen, dass der Rotor-Erd-Strom über den elektrisch parallel angeordneten Lagern über der Zeit fluktuiert, je nach der Größe der jeweiligen Lagerimpedanz.

Da das Lager beim Anfahren des Motors nicht isoliert (metallischer Kontakt), tritt ab dem Start des Motors mit Auftreten der Umrichterleichtaktsspannung ein Lagerstrom auf. Dieser auftretende Lagerstrom genügt um ausreichend leitfähige Partikel aus der Lagersoberfläche heraus zu erzeugen oder die Oberflächenrauheit so zu erhöhen. Dadurch reichen selbst kleinste Lagerspannungen im Vollschmierungsbereich aus um den Rotor-Erd-Lagerstrom treiben zu können. Da der Schädigungsprozess sich selbst initiiert und verstärkt, fließt also unabhängig vom Schmierungszustand bei jeder Drehzahl ein Rotor-Erd-Lagerstrom. Dies bestätigen die Versuche deutlich. Der Lagerstrom ist wie der Zirkular-Lagerstrom *ohm*‘sch und abhängig von der Motorgeometrie der Wicklungsisolierung und der Rotorerdimpedanz.

Der Rotorerd-Lagerstrom ist wie der Zirkularstrom von der großen Kapazität der Statorwicklungshauptisolierung bestimmt und in seiner Kurvenform von der Kurvenform der Umrichterleichtaktspannung abhängig. Er ist damit in seiner Kurvenform ähnlich dem Zirkular-Lagerstrom und daher niederfrequenter (kHz-Bereich, bei sehr kleinen Motoren bis zu 2 MHz) als der EDM-Strom (mehrere MHz), der durch Entladung entsteht.

Hinsichtlich der zulässigen Lagerstrombelastung standen aus der Literatur und Vorgängerarbeiten am Institut einerseits

- die Größe der „scheinbaren Lagerstromdichte“ \hat{J}_b als Lagerstromamplitude je gesamter Hertz'scher Druckfläche aller Wälzkörper am Innenring und andererseits
- die eingebrachte elektrische Energie je Entladung (EDM-Strom) bzw. die bei Stromfluss umgesetzte elektrische Energie je Impuls aus dem Integral der Lagerstromleistung über der Impulsdauer (Rotor-Erd-Lagerstrom).

In der Literatur sind die gültigen Grenzen mit $\hat{J}_b < 0,1 \dots 0,3 \text{ A/mm}^2$ als unkritisch und für $\hat{J}_b > 1 \text{ A/mm}^2$ als kritisch für die Lagerlebensdauer angegeben. Bei der Energiemethode sind aus der Literatur keine einheitlichen Werte sowohl für EDM- als auch für Rotor-Erd-Lagerstromfluss bekannt. Anhand der Durchführung der Bewertung zeigte sich, dass der Aufwand zur Offline-Bestimmung der Energie mit den drei Größen (Lager-Spannungs-, Lager-Stromamplitude, Stromdauer) sehr zeitaufwendig ist. Die Bestimmung der Energie mittels Abschätzung ist hinreichend genau. Die direkte Bestimmung aus der Messung bedarf einer hohen Abtastrate und damit einem hohen Rechenaufwand.

Für die Bestimmung der scheinbaren Lagerstromdichte \hat{J}_b sind nur zwei (Lagerstromamplitude, Hertz'sche Fläche) Parameter notwendig. Die Hertz'sche Fläche steht meist aus der Lagerauslegung rechnerisch zur Verfügung. Hier wurde, wie bereits bei Vorgängerarbeiten, die Lagerstromamplitude wegen des gedämpft einschwingenden Charakters des Stromsignals als 2/3-Wert des größten gemessenen pk-to-pk-Werts bestimmt.

Der Vergleich der Ergebnisse anhand der Energie je Impuls lässt nur für EDM-Lagerströme eine Festlegung eines vermeidlichen Grenzwertes von 4 nJ je Impuls zu. Bei Rotor-Erd-Lagerströme war kein einheitlicher Trend der Energie je Impuls bei den 1,5 kW-Asynchronmotoren erkennbar. Deshalb muss gesagt werden, dass die Bewertung anhand der scheinbaren Lagerstromdichte, unabhängig vom Lagerstromtyp handhabbarer ist.

Die sich natürlich einstellende maximale Lagerstromdichte in statistischer Auswertung bei den Dauerversuchen mit 1,5 kW- und 11 kW-Asynchronmotoren (bei variierten Parametern Drehzahl: 450 min^{-1} , 1500 min^{-1} ; mittleren Lagertemperatur: $60 \text{ }^\circ\text{C}$, $100 \text{ }^\circ\text{C}$; radiale Lagerbelastung: „Rotor-Gewichtskraft“ bzw. 3 ... 4-fache „Rotor-Gewichtskraft“, axiale Lagerbelastung 100% (nominal) und 300%) ergab für die EDM-Lagerströme maximal einen Wert von $0,8 \text{ A/mm}^2$, lag zumeist nur bei ca. $0,2 \text{ A/mm}^2$. Bei keinem der Versuche, die maximal 2000 h und sogar drehzahlvariabel durchgeführt wurden, trat Riffelbildung auf. Stets zeigte sich nur eine matt-graue Laufspur unterschiedlicher Breite und Lage, was je nach Größe der eingestellten Parameter variierte. Ansatzweise waren Ansätze von Riffelbildung, insbesondere bei sehr großen Kratern $> 10 \text{ } \mu\text{m}$ zu erahnen. Ob diese sich zu einem Riffelbild, ähnlich wie *Kohaut* es beschreibt entwickelt hätten, ist spekulativ. Die graue Laufspur besteht aus überwalzten Mikrokratern der „Funken-Fußpunkte“ mit in der Regel unter $2 \text{ } \mu\text{m}$ Durchmesser, die einen stabilen Lagerbetrieb ohne deutliche Geräuschzunahme gestattete. Genauere Untersuchungen der Oberfläche optisch und im Rasterelektronenmikroskop wurden durchgeführt. Die deutliche Veränderung der Oberflächengefügestruktur war zwar eindeutig feststellbar, führte aber nicht zum Lagerausfall. Auch der Schmierstoff wurde genauer untersucht. Er zeigte keine deutliche Verfärbung und war zumindest hinsichtlich der visuellen Inspektion unauffällig. Daraus wurde der Schluss gezogen, dass die sich natürlicherweise einstellenden EDM-Ströme wegen ihrer zu geringen Lagerstromdichte bei den untersuchten Motoren zwar die Lageroberfläche verändern, aber zumindest innerhalb 2000 h nicht zum

Ausfall führen. Dem Sicherheitsbereich aus der Literatur von $< 0,1 \dots 0,3 \text{ A/mm}^2$ wird damit nicht widersprochen. Die ausgewählten REM-Aufnahmen zeigen, dass unterhalb von $0,1 \text{ A/mm}^2$ keine Veränderungen an der Lauffläche selbst sichtbar sind, sodass die Unterschreitung dieses Wertes als definitiv sicher gilt. Bei drehzahlveränderlichem Betrieb (Drehzahlrampen) treten zwar die Entladungen etwas häufiger auf, aber die Lager verbleiben im stabilen Betrieb (= „grau-matte“ Laufspur, aber keine Riffel und keine sichtbare Schmierstoffveränderung). Der Vergleich mit unterschiedlichen Schmierstoffen zeigt auf, dass die Häufigkeit des Auftretens von EDM-Ereignissen entscheidender ist. So zeigte sich im Vorversuch der auf Esteröl basierende Schmierstoff G3 mit sehr kleinen EDM-Amplituden. Der Vergleich mit den anderen Schmierstoffen im Dauerversuch ergab eine sehr ausgeprägte Laufspur welche auf die sehr hohe Anzahl an gemessenen Entladungen zurückzuführen ist. Die leitfähigen Schmierstoffe G2 und G4 zeigen genau das Gegenteil mit sehr wenig EDM-Lagerstromereignissen. Damit ist bei den EDM-Lagerströmen wesentlich entscheidender wie häufig die EDM-Ströme ab einer scheinbaren Lagerstromdichte von $0,1 \text{ A/mm}^2$ auftreten, als die reine Bewertung anhand der Höhe der scheinbaren Lagerstromdichte. Für die leitfähigen Schmierstoffe ist somit der Beweis auch im Dauerversuch erbracht, dass diese den Spannungsaufbau vermindern und teilweise sogar verhindern. Jedoch zeigte insbesondere der graphitierte Schmierstoff G4 Oberflächenveränderungen der Lauffläche, die nicht im Zusammenhang mit noch auftretenden EDM-Lagerströmen stehen. Der Schmierstoff G2 zeigte überhaupt keine Oberflächenveränderungen bei dem 1000 h-Dauertest.

Bei den 110 kW-Asynchronmotoren wurden die Dauerversuche hinsichtlich der Wirkung der Zirkularströme und damit bei niedrigen Drehzahlen 300 min^{-1} untersucht. Die sich auf Grund der Motorgröße einstellenden Zirkularlagerströme sind zwar absolut gesehen durchaus $1 \dots 2 \text{ A}$, in der Spitze bis zu 5 A , aber wegen der relativ großen *Hertz*'schen Fläche waren die scheinbaren Lagerstromdichten unter $0,2 \text{ A/mm}^2$ und damit nach der Literatur als ungefährlich klein einzustufen. Die Versuche zeigten eine deutliche Veränderung der Oberflächengefügestruktur als „graue Laufspur“, führte aber nicht zum Lagerausfall. Die REM-Aufnahmen ergaben, dass die Veränderungen an der Lauffläche den durch Rotor-Erd-Lagerströmen hervorgerufenen Veränderungen entsprechen. Die bei dem Versuch gemessene scheinbare Lagerstromdichte von $0,1 \text{ A/mm}^2$ reicht aus, um zu Auf-, bzw. Umschmelzung der gesamten Laufspuroberfläche zu führen. Die Rauheitsmessungen zeigen, dass die Schweißperlen noch ausreichend klein sind, um aufgrund der Lagerbelastung noch überwalzt zu werden. Aus Felderfahrungen ist aber bekannt, dass größere E-Maschinen (z. B. 500 kW und mehr) bereits so große Zirkularströme bei niedrigen Drehzahlen aufweisen, dass die Lagerstromdichte jenseits des o.g. Grenzwerts liegt und Lagerausfälle durch Riffelbildung schon nach wenigen hundert Stunden bei Betrieb mit niedriger Drehzahl auftreten. Deshalb werden E-Motoren typischerweise etwa ab der Baugröße 280 mm ... 315 mm mit einem stromisolierten Lager zwecks Unterbrechung des Zirkularstroms serienmäßig ausgerüstet. Die Versuche mit den Schmierstoffen zeigten auf, dass leitfähige Schmierstoffe (G2 und G4), sowie Schmierstoffe die zur Mischreibung neigen (G3) ungeeignet sind, da diese über nahezu den ganzen Drehzahlbereich Zirkular-Lagerströme erlauben. Die hochohmigen Schmierstoffe G1 und G5 erbrachten hier die besten Ergebnisse. Unabhängig vom Schmierstoff treten die Zirkularlagerströme im Mangel- und Mischreibungsgebiet mit gleichen Stromwerten auf.

Bei den mit den 1,5 kW- und 11 kW-Motoren durchgeführten Rotor-Erd-Lagerstrom-Dauerversuchen wurde zur Schaffung eindeutiger Versuchsbedingungen gezielt das Antriebslager mit dem Erd-Strom beaufschlagt, indem das andere Lager elektrisch isoliert

wurde. Allerdings ist der sich natürlich maximal einstellende Rotorstrom bei diesen kleinen Motoren noch zu klein, um gefährlich hohe Lagerstromdichten zu erzeugen. Deshalb wurde durch zusätzlich parallele angeordnete Kapazitäten zwischen Ständerwicklung und Ständergehäuse der Rotor-Erd-Strom künstlich um zumindest 100 % erhöht. So wurden scheinbare Lagerstromdichten von $0,7 \dots 4 \text{ A/mm}^2$ erzeugt. Diese führten abhängig von den Lager-Betriebsparametern bereits nach wenigen hundert Betriebsstunden zur Riffelbildung und zum Lagerausfall. Das Schmierfett war schwarz verfärbt und ein starkes Ausbluten des im Schmierstoffe enthalten Öls war festzustellen. Bei den Versuchen mit der scheinbaren Lagerstromdichte von $0,7 \text{ A/mm}^2$ waren die Schäden am Fett und an der Lagerlaufbahn nach 1000 Betriebsstunden so ausgeprägt, dass eine sinnvolle Betriebsdauer des Lagers nicht erreicht werden würde. Damit ist die kritische Grenze mit $> 0,7 \text{ A/mm}^2$ für Lagerausfälle durch Stromdurchgang anzunehmen. Natürlich erfolgten die Ausfälle statistisch verteilt, und nicht alle Lager fielen bei diesen Stromdichten aus, aber der kritische Bereich mit erheblicher Schmierstoffveränderung ist mit den Versuchen eindeutig belegt.

Die REM-Untersuchungen der Lager unter Rotor-Erd-Lagerstromfluss zeigen Schmelzperlen und damit eine sehr zerklüftete Lauffläche, welche sich auch anhand der Oberflächenrauheit nachweisen ließ. Die hiermit verbundenen Schwingungsanregungen waren bei der Versuchsdurchführung deutlich über die Geräuschbildung wahrzunehmen. Die Untersuchung des Schmierstoffes zeigte zum einen eine deutliche Schmierstoffalterung bei einem sehr hohen Eisenanteil auf. Ein Rückschluss auf Lagerstrom konnte durch die Schmierstoffanalysen nicht getroffen werden, da die Ergebnisse den Schmierstoffanalysen hochbelasteter Lager mit ausgeprägter Abrasion bzw. Schmierstoff oberhalb der zulässigen Dauergrenztemperatur zu deutlich ähnelten. Die Versuchslager der Rotor-Erd- und Zirkular-Lagerstromversuche im Bereich einiger Ampere zeichneten sich mit einer bleibenden Magnetisierung der Lagerinnen- und Lageraußenringhälften aus.

Die Versuche hinsichtlich des Schmierstoffvergleichs zeigen bei gleichem elektrischem System (Vorversuche) Unterschiede in der Höhe des auftretenden Rotor-Erd-Lagerstroms. Hier sind Abhängigkeiten von der Schmierfilmhöhe bei allen untersuchten Schmierstoffen zu erkennen, jedoch bei den niederohmigen Schmierstoffen ist die Abhängigkeit von der Drehzahl am stärksten ausgeprägt. Im Dauerversuch, bei unterschiedlichen Erdungsverhältnissen mit dem Ziel gleicher scheinbarer Lagerstromdichte, zeigten die niederohmigen Schmierstoffe G2 und G4 sehr verkürzte Laufzeiten aufgrund von Riffelbildung. Der mittelohmige Schmierstoff G3 sowie der hochohmige Schmierstoff G5 zeigten verkürzte Laufzeiten im Vergleich zum preiswertesten untersuchten Schmierfett G1. Dies lässt nur den Schluss zu, dass die Additivierung der Schmierstoffe einen entscheidenden Einfluss auf die Schädigung aufweisen.

Die Versuchsergebnisse für EDM-Lagerströme belegen, dass die Ansätze aus dem EDM-Fertigungsprozess transferiert werden können. Es zeigten sich für hohe EDM-Lagerstromwerte große Krater mit mehreren μm Durchmesser. Entsprechend bei kleinen EDM-Lagerstromwerten wurde eine feine graue Laufspur erzeugt. Je häufiger EDM-Lagerstromereignisse festgestellt wurden, desto ausgeprägter war auch die graue Laufspur. Aus dem EDM-Fertigungsverfahren ist bekannt, dass die Häufigkeit für den Volumenverschleiß essentiell ist. Der verbundene Volumenverschleiß würde bei den Wälzlagern folglich zu einer Vergrößerung des Lagerspiels führen, mit den damit verbundenen Nachteilen durch die Anregbarkeit von Schwingungen. Solche Schwingungen nennt *Kohaut* ursächlich für die Erzeugung des Riffelbildes in Wälzlagern, welches er an DC- und niederfrequenten AC-Spannungsquellen (z. B. 50 Hz) vor mehr als 70 Jahren untersuchte. Wie er weiter anführt waren die Oberflächen der Laufbahn durch Strommarken

entweder so uneben – ähnlich wie bei Rotor-Erd-Lagerströmen –, sodass sie nicht mehr überwalzt werden konnten, oder hatten eine braune Laufspur. Auch dieses deckt sich mit hier gefundenen Ergebnissen, wobei sich es zu Zeiten von *Kohaut* noch um die braune Laufspur, aufgrund der Oxidbildung des Lagerstahls, handelt. Aufgrund von reineren Grundölen und Schmierstoffadditiven wie Antikorrosionsmitteln und Oxidationsinhibitoren wird die Oxidation der Laufläche verhindert, sodass wir heute eine graue Laufspur sehen. Die REM-Aufnahmen für die Rotor-Erd- und Zirkular-Lagerströme als auch die Auflichtmikroskopeaufnahmen mit z.T. großen Kratern bei EDM-Lagerstrom zeigen die Unebenheiten auf den Laufspuren der Lager. Solche Unebenheiten können ebenfalls Schwingungen bei Überrollung erzeugen.

Aus den Schadenskatalogen diverser Lagerhersteller geht hervor, dass axiale Schüttelschwingung, welche dann die durchlaufenden Wälzkörper zwischen Innen- und Außenring aus der Führung der Laufbahnen schiebt, Rattermarken als Riffelmuster an den Laufflächen erzeugen. Diese Erhebungen und Vertiefungen im regelmäßigen Schwingungsmuster stellen dann die sichtbaren Riffelmuster dar.

Die Versuche bestätigen die Theorie von *Kohaut*, da alle Lagerstromarten zum Abtrag vom Material aus der Oberfläche führen, wie es alle Schmierstoffuntersuchungen zeigen. Mit dem Materialabtrag verbunden ist eine Erhöhung der Lagerluft. Deswegen zeigen insbesondere die Lagerversuche mit der kleinsten Kombination aus radialer und axialer Lagerbelastung und mehrheitlich radialer Lagerbelastung und niedrigster Lagertemperatur die breitesten Laufspuren bei zumeist am deutlich ausgeprägten Oberflächenveränderungen. Hieraus ergibt sich bei zukünftigen Untersuchungen, die Steifigkeit des Lagers sowie den Dämpfungseinfluss des Schmierstoffes näher zu betrachten. Die Steifigkeit erhöht sich mit Zunahme der beteiligten Wälzlager, was hier der Erhöhung der axialen Lagerbelastung entspricht. Es konnte gezeigt werden, dass gerade die erhöhte axiale Lagerbelastung meist zu höheren Betriebsstunden bei geringerer Ausprägung der Schäden führt. Der Einfluss des Schmierstoffes und damit der Dämpfung ist, wie die Versuche zeigen, ebenfalls gegeben. Sowohl die unterschiedlichen Wälzlagersteifigkeiten und Dämpfungen der Schmierstoffe führten zu sehr unterschiedlichen Riffelbildern in den Versuchen. Daher sollten zukünftig Versuche mit vorher exakt vermessener Lagerluft durchgeführt werden, um Änderungen an der Lagerluft über der Betriebsdauer bei Messung der Lagerströme und Schwingungen festzustellen und so die Theorie von *Kohaut* messtechnisch zu beweisen. Eventuell ergäbe sich so eine Möglichkeit, die Laufzeit von Strombeaufschlagten Lagern aufgrund der Veränderung der Passung zu bestimmen, da hier einige Forschungen hinsichtlich Lebensdauereinfluss in der Literatur vorhanden sind. Weitere Untersuchung beim Schmierstoff und bei dem Einfluss der Additive ist gegeben, da für die elektrischen Kennwerte des Schmierstoffs, insbesondere des spezifischen Widerstandes, immer noch keine stabile Datenbasis existiert. Weitere Untersuchungen müssen zeigen, ob dauerhaft ein elektrisch isolierender Schmierfilm (Rotor-Erd- und Zirkular-Lagerströme) im Lager aufgebaut werden kann, oder ob aufgrund von Additiven dieses bereits unterbunden wird. Auch ist zu klären wie hoch der Einfluss des abrasiven Materialabriebs auf die Durchkontaktierung des Schmierfilms und somit Stromdurchgangs ist, da sich bei deren Einflüssen der Schädigungsprozess durch den Betrieb selbst initiiert.

Die Gesamtheit aller Versuche zeigt, dass Lagerströme nicht pauschal klassifizierbar sind, sondern, dass der Ausleger und Anwender Systemwissen besitzen muss. Dies heißt, er muss Wissen bei der Lagerberechnung, bei der Auslegung des Antriebsstranges, sowie Kenntnisse im Bereich elektrischer Motoren haben. Die gültigen Normen im Bereich der elektrischen

Antriebe zeigen Abhilfemaßnahmen auf, welche je nach System streng einzuhalten sind, um Schäden am Antriebssystem zu vermeiden.

Literaturverzeichnis

- [1] P. O'Donnell "Report of large motor reliability survey of industrial and commercial installations," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. IA-21, no. 4, pp. 853-864, 1985.
- [2] O. V. Thorsen, M. Dalva "Survey of faults on induction motors in offshore oil industry, petrochemical industry, gas terminals, and oil refineries," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 31, no. 5, pp. 1186-1196, 1995.
- [3] S. Chen, „Bearing Current, EMI and soft switching in induction motor drives," Dissertation, University of Wisconsin - Madison, Michigan, USA 1995.
- [4] J. Erdman, R. J. Kerkman, D. Schlegel, G. Skibinski, „Effect of PWM inverters on AC motor bearing currents and shaft voltages," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 32, no. 2, pp. 250-259, 1996.
- [5] D. Busse, J. Erdmann, R. J. Kerkman, D. Schlegel, G. Skibinski, „The effects of PWM voltage source inverters on the mechanical performance of rolling bearings," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 33, no. 2, pp. 567-576, 1997.
- [6] D. Busse, J. Erdmann, R. J. Kerkman, D. Schlegel, G. Skibinski, „System electrical parameters and their effects on bearing currents," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 3, no. 2, pp. 577-584, 1997.
- [7] A. Binder, A. Schrepfer, „Bearing Currents in Induction Machines due to Inverter Supply," *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Istanbul, Türkei, 1998, pp. 586-591.
- [8] A. Binder, A. Schrepfer „Lagerströme bei umrichter gespeisten Drehstrommotoren“, *Antriebstechnik*, vol. 38, pp. 46-48, 1999.
- [9] H. J. Conraths, F. Gießler und H. D. Heining, "Shaft-Voltages and Bearing Currents – New Phenomena in Inverter Driven Induction Machines," *Proc. of the 8th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE)*, Lausanne, Schweiz, 1999, pp. 871-879.
- [10] V. Hausberg, H. Seinsch, „Kapazitive Lagerspannungen und -ströme bei umrichter gespeisten Induktionsmaschinen," *Electrical Engineering*, vol. 82, pp. 153-162, 2000.
- [11] V. Hausberg, H. Seinsch, „Wellenspannungen und zirkulierende Lagerstroeme bei umrichter gespeisten Induktionsmaschinen," *Electrical Engineering*, vol. 82, pp. 313-326, 2000.
- [12] V. Hausberg, H. Seinsch, „Schutzmaßnahmen gegen Lagerschäden umrichter gespeister Motoren," *Electrical Engineering*, vol. 82, no. 6, pp. 339-345, 2000.
- [13] A. Muetze, A. Binder, „Investigation of the difference between bearing currents in 11 kW and 110 kW inverter-fed induction motors," *International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion and Power Quality (PCIM)*, Nürnberg, Deutschland, 2002.
- [14] G. Preisinger, „Cause and effect of bearing currents in frequency converter drive electrical motors – investigation of electrical properties of rolling bearings," Dissertation, Technische Universität Wien, Österreich, 2002.
- [15] P. Maeki-Ontto, J. Luomi, „Common-Mode Flux Calculation of AC Machines," *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, no. 549, Brügge, Belgien, 2002.

-
- [16] A. Muetze, „Bearing Currents in Inverter-Fed AC Motors,” Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2004.
- [17] A. Muetze, A. Binder, H. Vogel, J. Hering, “Experimental evaluation of the endangerment of ball bearings due to inverter-induced bearing currents,” *39th Industry Applications Conference*, Seattle, USA, 3-7 Okt., 2004, pp. 1989-1995.
- [18] A. Jagenbrein, „Investigations of Bearing Failures due to Electric Current Passage,” Dissertation, Technische Universität Wien, Österreich, 2005.
- [19] P. Maeki-Ontto, „Modeling and reduction of shaft voltages in AC motors fed by frequency converters,” Dissertation, Helsinki University of Technology, Finnland, 2006.
- [20] H. Prashad, *Tribology in Electrical Environments*. Hyderabad, Indien: Elsevier, 2006.
- [21] H. Prashad, *Solving tribology problems in rotating machines*. Boca Raton, USA: CRC Press, 2006.
- [22] A. Muetze, „Thousands of hits: on inverter-induced bearing currents, related work and the literature“, *e&i – Elektrotechnik und Informationstechnik*, Heft 11, Band 28, pp. 382-388, 2011.
- [23] V. Niskanen, A. Muetze, J. Ahola, „Study on bearing impedance properties at several hundred kilohertz for different electric machine operating parameters,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 50, no. 5, pp. 3438-3447, 2014.
- [24] H. Tischmacher, I. P. Tsoumas, S. Gattermann, „Probability model for discharge activities in bearings of converter-fed electric motors,” *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Berlin, Deutschland, 2-5 Sept. 2014, pp. 1818-1824.
- [25] H. De Gersem, A. Muetze, A. Binder, Th. Weiland, „Finite-Element Simulation of the Common-Mode Flux in Inverted-Fed Induction Machines,” *Proc. of the 6th International Conference on Computational Electromagnetics (CEM)*, Aachen, Deutschland, 4-6 April, 2006, pp. 107-108.
- [26] A. Muetze, A. Binder, „Don't lose your bearings - Mitigation techniques for bearing currents in inverter-supplied drive systems,” *IEEE Industry Applications Magazine (IAS)*, vol. 12, no.4, pp. 22-31, 2006.
- [27] O. Magdun, A. Binder, A. Rocks, O. Henze, „Prediction of common mode ground current in motors of inverter-based drive systems,” *International Aegean Conference on Electrical Machines and Power Electronics (ACEMP)*, Bodrum, Türkei, 2007, pp. 806-811.
- [28] A. Kohaut, „Riffelbildung in Wälzlagern infolge elektrischer Korrosion,” Habilitation, Julius-Maximilian-Universität Würzburg, Würzburg, Deutschland, 1943.
- [29] H. Pittroff, „Waelzlager im elektrischen Stromkreis,” *Elektrische Bahnen*, vol 39, pp. 54-61, 1968.
- [30] S. Andreason, „Stromdurchgang durch Waelzlager,” *Die Kugellagerzeitschrift (SKF)*, Band 153, pp. 6-12, 1968.
- [31] Z. Cay, O. Henze, Th. Weiland, “Modeling and simulation of rolling element bearings in inverter-fed AC motors,” *International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM)*, Ischia, Italien, 11-13 Juni, 2008, pp. 1333-1337.
- [32] T. Zika, „Electric discharge damaging in lubricated rolling contacts,” Dissertation, Technische Universität Wien, Österreich, 2010.
- [33] H. Tischmacher, S. Gattermann, „Einflussgrößen auf Lagerströme bei umrichter gespeisten Elektromotoren,” *VDI-Berichte*, vol. 2202, pp. 45-59, 2013.
-

- [34] A. Binder, A. Muetze, „Scaling Effects of Inverter-Induced Bearing Currents in AC Machines,“ *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 44, no. 3, pp. 769-776, 2008.
- [35] H. Tischmacher, S. Gattermann, „Bearing currents in converter operation,“ *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Rom, Italien, 6-8 Sept., 2010, doi.: 10.1109/ICELMACH.2010.5608126.
- [36] H. Tischmacher, S. Gattermann, M. Kriese, E. Wittek, „Bearing wear caused by converter-induced bearing currents,“ *Proc. of the 36th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics (IECON)*, Phoenix-Glendale, USA, 7-10 Nov., USA, 2010, pp. 784-791.
- [37] M. Kriese, E. Wittek, S. Gattermann, H. Tischmacher, G. Poll, B. Ponick, „Prediction of motor bearing currents for converter operation”, *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Rom, Italien, 6-8 Sept., 2010, doi.: 10.1109/ICELMACH.2010.5608127.
- [38] M. Kriese, E. Wittek, S. Gattermann, H. Tischmacher, G. Poll, B. Ponick, „Influence of Bearing Currents on the Bearing Lifetime for Converter Driven Machines,“ *XXth International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Marseille, Frankreich, 2-5 Sept., 2012, pp.1735-1739, doi.: 10.1109/ICELMach.2012.6350115.
- [39] O. Magdun, „Calculation of High-Frequency Current Distributions in Inverter-Fed Electrical Machines,“ Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2013.
- [40] J. A. Firouzjaee, „Remediation Strategies of Shaft and Common mode voltages in Adjustable Speed Drive Systems,“ Dissertation, Queensland University of Technology, Australien, 2010.
- [41] J. Braendlein, P. Eschmann, L. Hasbargen, K. Weigand, *Die Wälzlagerpraxis*. Schweinfurt, Deutschland: Vereinte Fachverlage GmbH, 1998.
- [42] H. Tischmacher, S. Gattermann, „Investigations on bearing currents in converter-fed electrical motors,“ *XXth International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Marseille, Frankreich, 2-5 Sept., 2012, pp. 1764-1770.
- [43] D. Dahl, D. Sosnowski, D. Schlegerl, R. Kerkman, M. Pennings, „Gear up your bearings bearings – a field case study on bearing damage in low-voltage ac induction motors,“ *IEEE Industry Applications Magazine*, vol. 14, no. 4 , 2008, pp. 45-53.
- [44] International Electrotechnical Commission, *IEC 60034-24: Rotating electrical machines; Online Detection and diagnosis of potential failures at the active parts of rotating electrical machines and of bearing currents – Application guide*. Geneva, Schweiz, 2009.
- [45] *Technische Anleitung Nr. 5 – Lagerströme in modernen AC-Antriebssystemen*, ABB Automation, 2001.
- [46] *Produkthandbuch FC300*, Danfoss A/S, Rev.09/2014.
- [47] *Produkthandbuch Serie VLT 5000 Software 3.9x - MG.52.A3.03*, Danfoss A/S, Rev 10/2006.
- [48] *Wälzlagerschäden – Schadenserkenkung und Begutachtung gelaufener Wälzlager*, FAG, Publ.-Nr. WL82 102/2 DA, Schweinfurt 2000, Nachdruck 2006.
- [49] *Ball&Roller Bearings: Failures, Causes and Countermeasures*, Koyo, [online], verfügbar www.koyousa.com/brochures/pdfs/catb3001e.pdf, 07.01.2015.
- [50] C. Lin, Y. Chiou, R. Lee, „Pitting mechanism on lubricated surface of Babbitt alloy/bearing steel pair under ac electric field,“ *Wear*, Volume 249, Issues 1-2, pp. 132-141, 2001.

- [51] H. Kolbe, A. Muetze, K. Hameyer, „Modelling of impulse currents in mechanical rolling element bearings,“ *Compel - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, pp-1575-1589, 2012.
- [52] J. Föhl, K. Sommer, „Verschleiß- und Reibungsminderung durch Reaktionsschichtbildung bei langsamlaufenden Wälzlagern und Zahnrädern,“ Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA), Frankfurt, Deutschland, FVA Heft 281, 1988.
- [53] N. Geheeb, J. Franke, „Einfluss von Schmierstoffadditiven auf Verschleiß von Wälzlagern lässt sich am Prüfstand ermitteln,“ *INA-Sonderdruck aus Maschinenmarkt*, Heft Nr. 6, Würzburg, Deutschland, 2000.
- [54] *Stromisolierende Lager vermeiden Stromdurchgangsschäden*, Schaeffler KG, Technische Produktinformation, TPI WL 43-1189/2DA, Schweinfurt, Deutschland, 2007.
- [55] A. Muetze, H.W. Oh, „Design Aspects of Conductive Microfiber Rings for Shaft-Grounding Purposes,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 6, pp. 1749-1757, 2008.
- [56] H. Stache, „Elektrisch leitfähiges Wälzlagerfett verhindert Spannungsüberschläge,“ *Antriebstechnik: Konstruktion, Entwicklung und Anwendung von Abtrieben und Steuerungen*, no. 11, pp. 32-33, 2001.
- [57] S. Hain, „Stromisolierte Wälzlager: Maßnahmen gegen Elektroerosion,“ *Spezial Antriebstechnik Konstruktion*, Ausgabe S1, pp. 16-19, 2006.
- [58] H. Stache, S. Petri, „Vor Entladungsschäden schützen – Elektrisch leitfähiges Wälzlagerfett vermeidet Spannungsüberschlag,“ *Der Konstrukteur – Sonderheft „Antreiben – Steuern – Bewegen“*, pp. 106-107, 2008.
- [59] D. C. Ludois, J. K. Reed, „Brushless mitigation of bearing currents via capacitively coupled shunting,“ *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Berlin, Deutschland, 2-5 Sept., 2014, pp. 2336-2342, doi: 10.1109/ICELMACH.2014.6960512.
- [60] J. Wolf, A. Binder, „Kontaktlose Kompensationsvorrichtung zur Vermeidung von schädlichen EDM-Lagerströmen in umrichter gespeisten Asynchronmaschinen,“ EW-Bericht Nr. 286, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2005 (unveröffentlicht).
- [61] A. Muetze, E. G. Strangas, „On inverter bearing currents, bearing maintenance scheduling, and prognosis,“ *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Berlin, Deutschland, 2-5 Sept., 2014, pp.1915-1921, doi.: 10.1109/ICELMACH.2014.6960445.
- [62] J. Thomas, „Anordnung zur Begrenzung des Lagerstroms in elektrischen Maschinen,“ Deutsches Patent, Patentschrift 1 102 271, 21. Okt. 1959.
- [63] M. Ferch, „Application overview of nanocrystalline inductive components in today's power electronic systems,“ *Proc. Soft Magnetic Material Conference*, Budapest, Ungarn, 1-4 Sept. 2013, A2-02.
- [64] B. Awiszus, J. Bast, H. Dürr, K.-J. Matthes, *Grundlagen der Fertigungstechnik*. München, Deutschland: Carl-Hanser-Verlag, 2009.
- [65] T. Andromeda, A. Yahya, N. H. H. Khamis, A. Baharom, M. A. A. Rahim, „Erosion Rate Model Comparison of Electrical Discharge Machining Process,“ *Proc. of the 4th International Conference on Intelligent and Advanced Systems (ICIAS)*, Kuala Lumpur, Malaysia, 12-14 Juni, 2012, pp. 51-55.
- [66] E. B. Guitrau, *The EDM handbook*. München: Carl-Hanser-Verlag, 2009.

- [67] M. P. Witzak, „Verbesserung der Prozeßführungssysteme für Lichtbogenerosive Senkanlagen unter Einbeziehung von Fuzzy-Technologien,“ Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Universität der Bundeswehr Hamburg, Deutschland, 1997.
- [68] S. H. Lee and X. P. Li, „Study of the effect of machining parameters on the machining characteristics in electrical discharge machining of tungsten carbide,“ *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 115, pp. 344-358, 1999.
- [69] Y. Chen and S. M. Mahdivian, „Analysis of electro-discharge machining process and its comparison with experiments,“ *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 104, pp. 150-157, 2000.
- [70] *Geheimnis des Rundlaufs – Tipps und Tricks zur Schmierung von Wälzlagern*, Klüber Lubrication München KG, Druckschrift Ausgabe 09.2011.
- [71] V. Särkimäki, „Radio frequency measurement method for detecting bearing currents in induction motors,“ Dissertation, University of Technology Lappeenranta, Finland 2009.
- [72] A. Muetze, A. Binder “Calculation of Circulating Bearing Currents in Machines of Inverter-Based Drive Systems,“ *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 54, no. 2, pp. 932-938, 2007.
- [73] International Electrotechnical Commission, *IEC 60156: Insulating liquids – Determination of the breakdown voltage at power frequency – Test method*, 1995.
- [74] *Whitepaper - Voltage Vector Control Plus*, Danfoss A/S, Rev.01/2011
- [75] *Bedienungsanleitung Waverunner LT364L, 500MHz*, LeCroy Corporation, 2002, [online], verfügbar:
http://cdn.teledynelecroy.com/files/manuals/wr2_om_rev.c.pdf, 03.01.2014.
- [76] I. N. Bronstein, G. Musiol, H. Muhlig, *Taschenbuch der Mathematik*. 3. Auflage, Frankfurt am Main, Verlag Harri Deutsch, 1997.
- [77] E. Wittek, M. Kriese, H. Tischmacher, S. Gattermann, B. Ponick, G. Poll, “Capacitances and lubricant film thicknesses of motor bearings under different operating conditions,“ *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Rom, Italien, 6-8 Sept., 2010, doi.: 10.1109/ICELMACH.2010.5608142.
- [78] International Electrotechnical Commission, *IEC 60034-17: Rotating electrical machines – Part 17: Cage induction motors when fed from converters – Application guide*, 2006.
- [79] M. Barz, „Die Schmierfilmbildung in fettgeschmierten schnelllaufenden Spindellagern,“ Dissertation, Universität Hannover, Deutschland, 1996.
- [80] H. Baly, „Reibung fettgeschmierter Wälzlager,“ Dissertation, Universität Hannover, Deutschland, 2005.
- [81] R. Schrader, „Zur Schmierfilmbildung von Schmierölen und Schmierfetten im elastohydrodynamischen Wälzkontakt,“ Dissertation, Universität Hannover, Deutschland, 1988.
- [82] R. Stribeck, „Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager“, *VDI-Berichte*, pp. 1463-1469, Neu Babelsberg, 1902.
- [83] C. Meyer, „Wälzlagerreibung Fettschmierung II,“ Forschungsvereinigung Antriebstechnik, (FVA), Frankfurt, Deutschland, FVA Heft 952, 2010.
- [84] K. Siebertz, D. van Bebber, T. Hochkirchen, *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*. Heidelberg, Deutschland: Springer Verlag, 2010.

- [85] T. Walbeck, „Schmierfilmdicke – Einfluss von Grundölart, Additivierung und Gebrauchszustand auf Viskositätsverhalten und Schmierfilmbildung,“ Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA), Frankfurt, Deutschland, FVA Heft 743, 2004.
- [86] P. Brüser, „Untersuchung über die elastohydrodynamische Schmierfilmdicke bei elliptischen Hertzschen Kontaktflächen,“ Dissertation, TU Braunschweig, Deutschland, 1972.
- [87] J. Bethke, „Entwicklung einer praktischen Messtechnik für die Schmierfilmdicke in Wälzlagern und anderen realen tribologischen Systemen,“ Dissertation, TU Kaiserslautern, 1991.
- [88] T. A. Harris, M. N. Kotzalas, *Rolling Bearing Analysis*. 5th ed., New York, USA: John Wiley & Sons, 2007.
- [89] B. J. Hamrock, D. Dowson, *Ball Bearing Lubrication – The Elastohydrodynamics of Elliptical Contacts*. New York, USA: John Wiley and Sons, 1981.
- [90] 4192A LF Impedance Analyzer, 5 Hz to 13 MHz, Hewlett Packard, [online], verfügbar: <http://cp.literature.agilent.com/litweb/pdf/5952-8896.pdf>, downloaded 04.01.2014.
- [91] A. Schwaiger, *Elektrische Festigkeitslehre*. Berlin, Deutschland: Springer Verlag, 1925.
- [92] A. Küchler, *Hochspannungstechnik*. 3. Auflage. Berlin, Deutschland: Springer Verlag, 2009.
- [93] DFG-FOR 575 2006-2008, „Final Report of the 1st Phase of the DFG Research Group FOR 575 High frequency Parasitic Effects in Inverter-Fed Electric Drives,“ Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2009.
- [94] B. Magyar, „Tribo-dynamische Untersuchungen von Zylinderschneckengetrieben,“ Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, Deutschland, 2012.

Eigene Berichte

- [95] DFG-FOR 575 2009-2012, „Final Report of the 2nd Phase of the DFG Research Group FOR 575 High frequency Parasitic Effects in Inverter-Fed Electric Drives,“ Technische Universität Darmstadt, Deutschland, Oktober 2012.
- [96] B. Radnai und Y. Gemeinder, „Untersuchung des Schädigungsmechanismus und der zulässigen Lagerstrombelastung von Wälzlagern in E-Motoren und Generatoren verursacht durch parasitäre hochfrequente Lagerströme,“ Forschungsvereinigung Antriebstechnik (FVA), Frankfurt, Deutschland, FVA Heft 1127, 2015.

Publikationen

- [97] Y. Gemeinder, M. Schuster, B. Radnai, B. Sauer, A. Binder, “Calculation and validation of a bearing impedance model for ball bearings and the influence on EDM-currents,” *Proc. of International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 2-5 Sept. 2014, Berlin, Deutschland, pp. 1804-1810.
- [98] Y. Gemeinder, G. Message, A. Binder, „Synthetic test bench for measurements of bearing-currents in inverter fed drives,“ *16th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'14-ECCE Europe)*, Lappeenranta Finland, 26-28 Aug. 2014 doi: 10.1109/EPE.2014.6911056.

- [99] O. Magdun, Y. Gemeinder, A. Binder, "Investigation of influences of bearing load and bearing temperature on EDM bearing currents," *Proceedings of Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 12-16 Sept., Atlanta, USA, 2010, pp. 2733-2738.
- [100] O. Magdun, Y. Gemeinder, A. Binder, „Prevention of harmful EDM currents in inverter-fed AC machines by use of electrostatic shields in the stator winding overhang,“ *Proc. of the 36th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics (IECON)*, 7-10 Nov. Phoenix-Glendale, USA, 2010, pp. 962-967.
- [101] O. Magdun, Y. Gemeinder, A. Binder, "Rotor impedance of the high frequency circulating bearing current path in inverter-fed AC machines", *Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, Denver USA, 15-19 Sept., 2013, pp. 3512 – 3519.

Studentische Arbeiten: Seminar-, Studien-, Diplom-, und Masterarbeiten

- [102] A. Leber, „Normtest zur Analyse der Performance für Normmotoren mit Hochfrequenz-Schild,“ Studienarbeit Nr. 586, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2010.
- [103] B. Deusinger, „Programmierung und Software Modularer Aufbau einer automatischen Messumgebung für das Oszilloskop LT 364 mittels Labview,“ Studienarbeit Nr. 590, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2011.
- [104] T. Neeb, „Messtechnische Ermittlung des Schmierfett- Einflusses auf die Ausbildung von Lagerströmen,“ Studienarbeit Nr. 602, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2011.
- [105] T. Neeb, „Frequenzabhängige Analyse der Impedanz von Rillenkugellagern bei Einsatz von verschiedenen Lagerfetten,“ Diplomarbeit Nr. 653, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2012.
- [106] P. Hörner, „Ermittlung der EDM Lagerstrom Energie und die darauf basierende Analyse der Lagerschädigung in Abhängigkeit der Betriebsparameter,“ Literaturproseminar, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2012.
- [107] B. Deusinger, „Validierung eines Sensorsystems basierend auf Piezo-Kompositen für Schwingwegmessungen,“ Diplomarbeit Nr. 654, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2012.
- [108] S. Barber, „Entwicklung und Aufbau eines Messsystems für Lagerschwingungen unter Verwendung von LabVIEW[®] und Beckhoff[®] EtherCAT Feldbuskomponenten,“ Diplomarbeit Nr. 655, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2012.
- [109] A. Agia, „Funktionsweise, technische Realisierung und Betriebsparameter des EDM Fertigungsverfahren im Vergleich zum EDM-Lagerstromprozess,“ Literaturproseminar, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2012.
- [110] M. Schuster, „Einfluss der Betriebsparameter auf die Ausbildung von Zirkularlagerströmen und Lagerimpedanz für den Lagertyp 6316 C3,“ Masterarbeit Nr. 11, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2013.

- [111] S. Stockinger, „Schmierfett – Aufbau und Alterung,“ Literaturproseminar, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2013.
- [112] M. Wolff, „Lagerschäden,“ Literaturproseminar, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2013.
- [113] M. Wolff, „Validierung und Erweiterung des Lager-Impedanz-Berechnungs-Tools,“ Bachelorarbeit Nr. 16, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2014.
- [114] A. Yaylaci, „Effect of lubricant on circulating bearing currents,“ Masterarbeit Nr. 20, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2014.

Kobetreuer:

- [115] P. Vennemann, „FEM - Feldebetrachtung zur Entwicklung eines Sensors für die Messung des Wellenschlages bei Hohen Drehzahlen,“ Studienarbeit Nr. 591, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2011.
- [116] S. Barber, „Modernisierung des Versuchs M7-II Kondensatormotor,“ Studienarbeit Nr. 603, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2012.
- [117] J. Frieß, „Entwicklung und Validierung eines Ersatzschaltbildes für Rotor-Erd-Ströme anhand eines synthetischen Prüfstandes,“ Masterarbeit Nr. 26, Institut für Elektrische Energiewandlung, Technische Universität Darmstadt, Deutschland, 2014.

Anhang A. System-Komponenten und Messgeräte

A1. Motoren**1,5 kW-Asynchronmotor**

Prüfstand 1, Prüfstand 2, Prüfstand 5:

Käfigläufer-Asynchronmotor (Läufer mit Aluminium-Käfig)

400V Y / 230V Δ , 50 Hz, 4-polig

P	n	$\cos \varphi$	$I (Y)$	l_{Fe}	d_{sa}	d_{si}	d_{ra}	d_{ri}
kW	min^{-1}	-	A	mm	mm	mm	mm	mm
1,5	1400	0,82	3,3	95	149	90,3	89,5	35,7

11 kW-Asynchronmotoren:

Prüfstand 3 (M11_1):

Käfigläufer-Asynchronmotor (Läufer mit Aluminium-Käfig)

690V Y / 400V Δ , 50 Hz, 4-polig

P	n	$\cos \varphi$	$I (\Delta)$	l_{Fe}	d_{sa}	d_{si}	d_{ra}	d_{ri}
kW	min^{-1}	-	A	mm	mm	mm	mm	mm
11	1465	0,87	21,5	145	240	158	156,9	55

Prüfstand 4 (M11_2):

Käfigläufer-Asynchronmotor (Läufer mit Aluminium-Käfig)

690V Y / 400V Δ , 50 Hz, 4-polig

P	n	$\cos \varphi$	$I (\Delta)$	l_{Fe}	d_{sa}	d_{si}	d_{ra}	d_{ri}
kW	min^{-1}	-	A	mm	mm	mm	mm	mm
11	1450	0,85	21,5	194	206	128	127	52

110 kW-Asynchronmotoren:

Prüfstand 6 (M110_1) und Prüfstand 7 (M110_2):

Käfigläufer-Asynchronmotor (Läufer mit Aluminium-Käfig)

P	n	$\cos \varphi$	$I (\Delta)$	l_{Fe}	d_{sa}	d_{si}	d_{ra}	d_{ri}
kW	min^{-1}	-	A	mm	mm	mm	mm	mm
110	1485	0,86	194	345	465	295	293	115

Prüfstand 8 (M110_3):

Käfigläufer-Asynchronmotor (Läufer mit Aluminium-Käfig)

P	n	$\cos \varphi$	$I (\Delta)$	l_{Fe}	d_{sa}	d_{si}	d_{ra}	d_{ri}
kW	min^{-1}	-	A	mm	mm	mm	mm	mm
110	1484	0,87	194	310	460	295	293	100

A2. Umrichter

Eingangsspannung: AC, 3 x 380...500 V (50 ... 60 Hz)

Zwischenkreisspannung DC, 560 V

Prüfstand Nr.	Hersteller	Anzahl	Typ
1	Danfoss	3	FC302 – 2,2 kW
2		3	VLT 5004
3		1/1	VLT 5016 / VLT 5032 (Parallelversorgung zweier Motoren)
4		2/1	FC302 – 11 kW / FC302 – 15 kW
5		3	FC302 – 2,2 kW
6		1	VLT 5132 (Parallelversorgung zweier Motoren)
7			
8			

A3. HeizelementeHersteller: *Keller, Ihne & Tesch KG:*Baureihe: *TYP DGM*

- DGM 110D 25L 230/250V 800W
- DGM 100D 25L 230/250V 800W
- DGM 75D 25L 230/250V 325W

Heizpatrone:

Hersteller: *Keller, Ihne & Tesch KG:*Baureihe: *TYP HPS*

- HPS Ø10*50L 230V 250 W

A4. Mess-Bypass bei der Lager-Isolierung im Lagerschild

Hersteller:	<i>PPI Adhesive Products GmbH</i>
Type:	PPI 7011
Material:	Polyimidfolie
Foliendicke:	0,025 mm
Gesamtdicke inkl. Kleber:	0,05 mm
Durchschlagsfestigkeit E:	7000 V

A5. RiemenHersteller: *Forbo Siegling GmbH:*

- Typ: TG 30E-30 schwarz/grün
- Typ: GT 40 E – Schwarz

Hersteller: *Max Schlatterer GmbH & Co. KG:*

- ESBAND Endlos Riemen PU18

A6. Lager

Motorleistung P		1,5 kW	11 kW	110 kW		
Motor	-	M 1,5	M 11	M110_1 & M110_2	M110_3	
Lagertyp, DE/NDE	-	6205 C3	6209 C3	6317 C3	6316 C3	6316 C3
Einbauort	-	DE, NDE	DE, NDE	DE	NDE	DE, NDE
Hersteller	-	<i>SKF</i>	<i>FAG</i>			
Anzahl der Wälzkörper Z	N	8	10	9	8	8
Außendurchmesser D	mm	52	85	180	170	170
Innendurchmesser d	mm	25	45	85	80	80
Breite B	mm	15	19	41	39	39
Dynamische Tragzahl C	kN	14,8	35,1	141	131	131
Statische Tragzahl C_0	kN	7,8	21,6	97	87	87
Grenzdrehzahl n_g	min^{-1}	18000	17000	2400	2600	2600

Eingesetzt in		Prüfstand 5 - Lagerimpedanzmessung
Lagertyp, NDE	-	6205-2RSLTN9/HC5C3WT
Einbauort	-	NDE
Hersteller	-	<i>SKF</i>
Anzahl der Wälzkörper Z	N	9
Außendurchmesser D	mm	52
Innendurchmesser d	mm	25
Breite B	mm	15
Dynamische Tragzahl C	kN	14,8
Statische Tragzahl C_0	kN	7,8
Grenzdrehzahl n_g	min^{-1}	26000

A7. Schmierstoffe

		G1	G2	G3	G4	G5
Grundöl		Mineralöl	Esteröl	Esteröl	Synthetischer Kohlenwasserstoff	Synthetischer Kohlenwasserstoff
Verdicker		Lithium	Polyharnstoff	Polyharnstoff	Lithium	Lithium
Gebrauchstemperaturbereich	°C	-30	-45	-45	-40	-50
		140	180	180	150	150
Tropfpunkt	°C	190	250	250	190	185
Dichte (20 °C)	g/dm ³	900	960	960	890	880
Dichte (100 °C)	g/dm ³	853,2	909,5	909,5		
Grundölviskosität bei 40°C	mm ² /s	100	80	72	150	100
Grundölviskosität bei 100°C	mm ² /s	12	9,5	9,5	19	14,5
Walkpenetration	0,1 mm	220 bis 250	250 bis 280	250 bis 280	265 bis 295	265 bis 295
Drehzahlkennwert	mm/min	500000	1000000	1000000	1000000	600000
spezifischer Widerstand	Ωcm	1E+13	3,7E+6	2,9E+9	10000	1E+13
relative Permittivität		2	4,6	4,6	2,2	2,2
Durchschlagsfeldstärke (Grundöl) <i>E</i>	kV/mm	45,29	36,35	36,35	38,22	38,22
Durchschlagsfeldstärke <i>E</i>	kV/mm	41,66	10,48	36,08	-	27,13
Farbe		gelblich	beige	beige	schwarz	beige

A8. Sensoren

Temperatursensor am Außenring: Typ J

Temperatursensor am Innenring: PT100

Kraftmessdosen: Hersteller *Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (HBM)*

- Typ S2 / 1 kN
- Typ S2 / 2 kN
- Typ S9 / 5 kN
- Typ S9M / 2 kN
- Typ S9M / 20 kN

A9. Messschleifringe

Hersteller *LTN*

Typ: SR085 mit 8 Schleifkontakten, silberhaltige Kohlebürsten

Typ: SR085 mit 16 Schleifkontakten, silberhaltige Kohlebürsten

A10. Verwendete Messgeräte

Oszilloskop:

Hersteller: *Le Croy*; Modell: LT 364L – (0...500 MHz); sample rate 1 GS/s; Speichertiefe 2 M-points

Spannungstastkopf:

Hersteller: *Le Croy*; Modell: PPE100XDIF – 0...4000 V; 1:100; (0...400) MHz

Hersteller: *PMS*; Modell: 223A 1:10 0...150 MHz

Differenzverstärker:

Hersteller: *Le Croy*; Modell: DT 9010 - 0...1000 V; 1:10; (0...80) MHz

Strommesszange:

Hersteller: *LEM*; Modell: PR50 – (0...30) A(rms); 50 A peak; (0...50) MHz

Hersteller: *Tektronix*; Modell: A6303 – 100 A peak; (0...100) MHz

Temperatur- und Luftfeuchtheitsmessung:

Hersteller: *Chauvin Arnoux*; Modell: Thermohygrometer C.A 1244

Hersteller: *Greisinger*; Modell: GMH3230, GMH3710

Auflichtmikroskop:

Hersteller: *Zeiss*; Stereomikroskop DV4 mit der Erweiterung Kamera-Set Canon Kompakt-Digital Power-Shot G10 M52 einschließlich Filteradapter M52 und Carl Zeiss Vision in der Version 4.8

LCR-Messgerät:

Hersteller: *Hewlett Packard*; Modell: Impedance Analyzer 4192A – 5 Hz ... 13 MHz

Anhang B. Vorversuche

B1. EDM-Lagerstrom

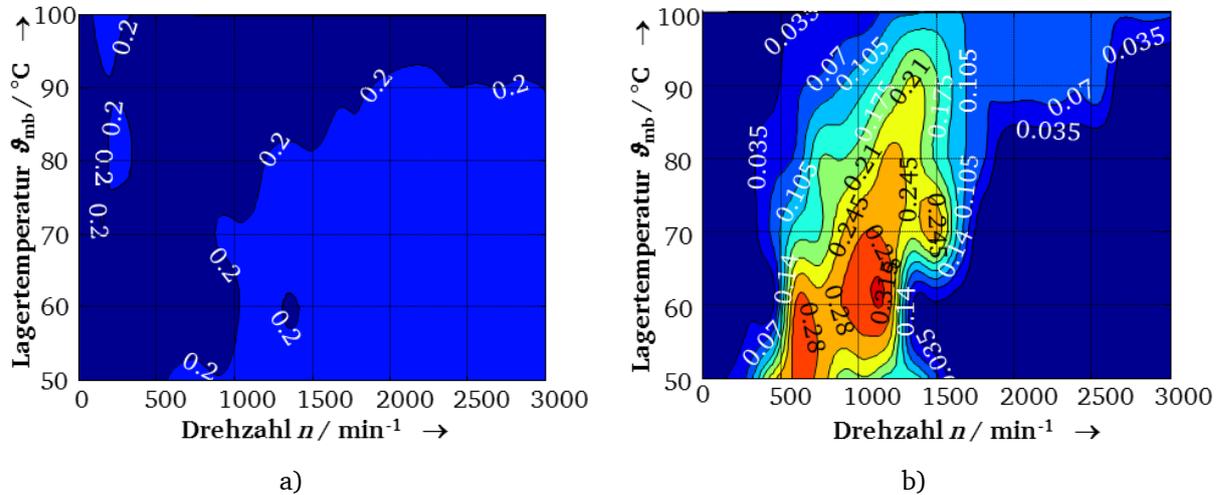


Abbildung B1: 1,5 kW-Asynchronmotor des Prüfstands 5, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G4, Antriebsseite, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N: a) Gemessene maximale pk-to-pk-Werte der EDM-Lagerströme $i_{b,EDM}$ in A über der mittleren Lagertemperatur ϑ_{mb} in °C (Schrittweite $\vartheta_{mb} = 10$ K) und Drehzahl n in min^{-1} (Schrittweite $n = 150$ min^{-1}) b) Standardabweichung $\sigma_{i,b,EDM}$ in A der pk-to-pk-EDM-Lagerströme $i_{b,EDM}$ über die mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb} in °C und Drehzahl n in min^{-1} .

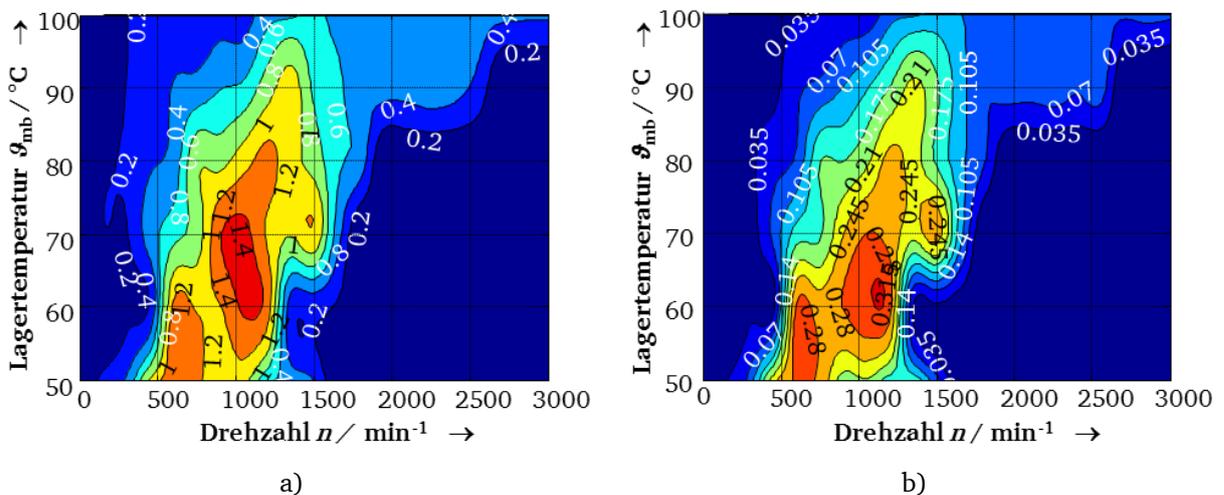


Abbildung B2: Wie Abbildung B1, jedoch Schmierstoff G5.

B2. Rotor-Erd-Lagerstrom: Vorversuche am Lagertyp 6209 C3 mit dem Schmierstoff G1

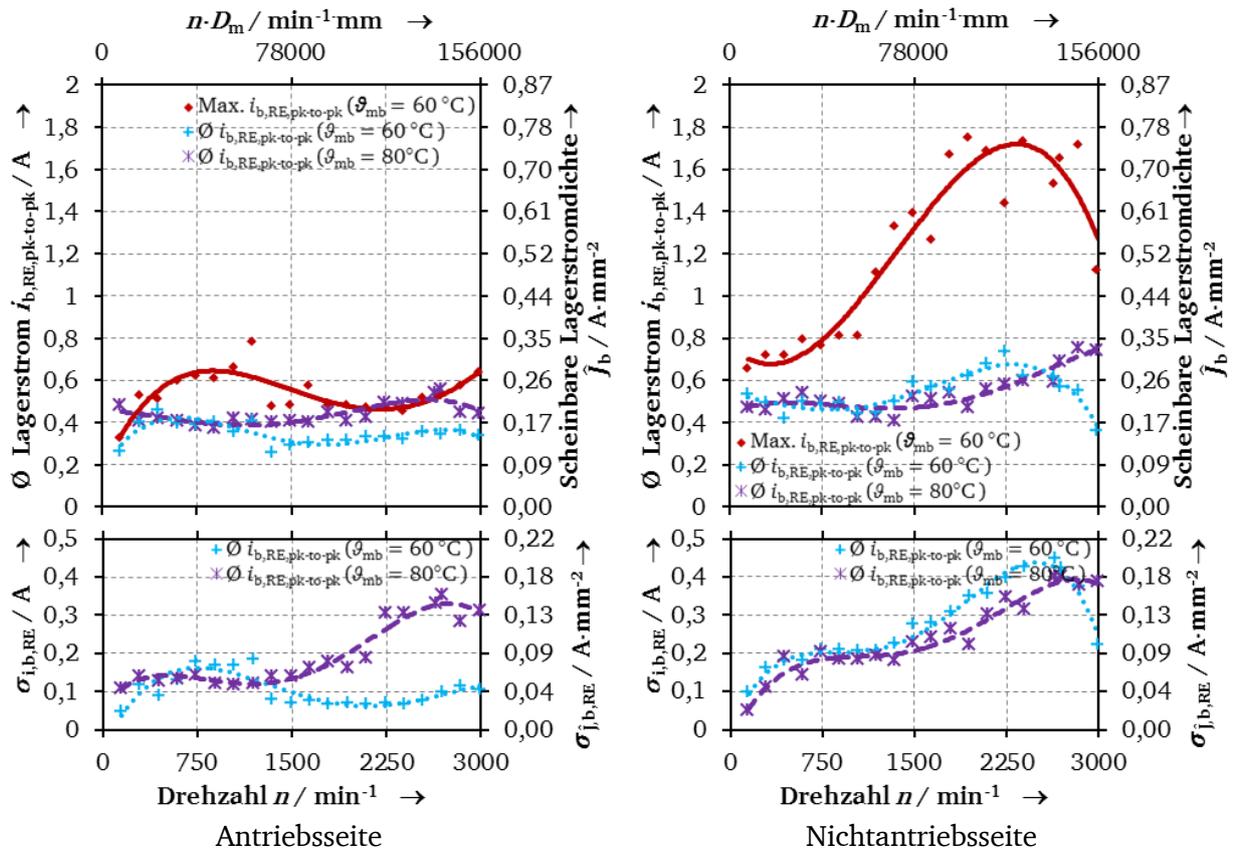
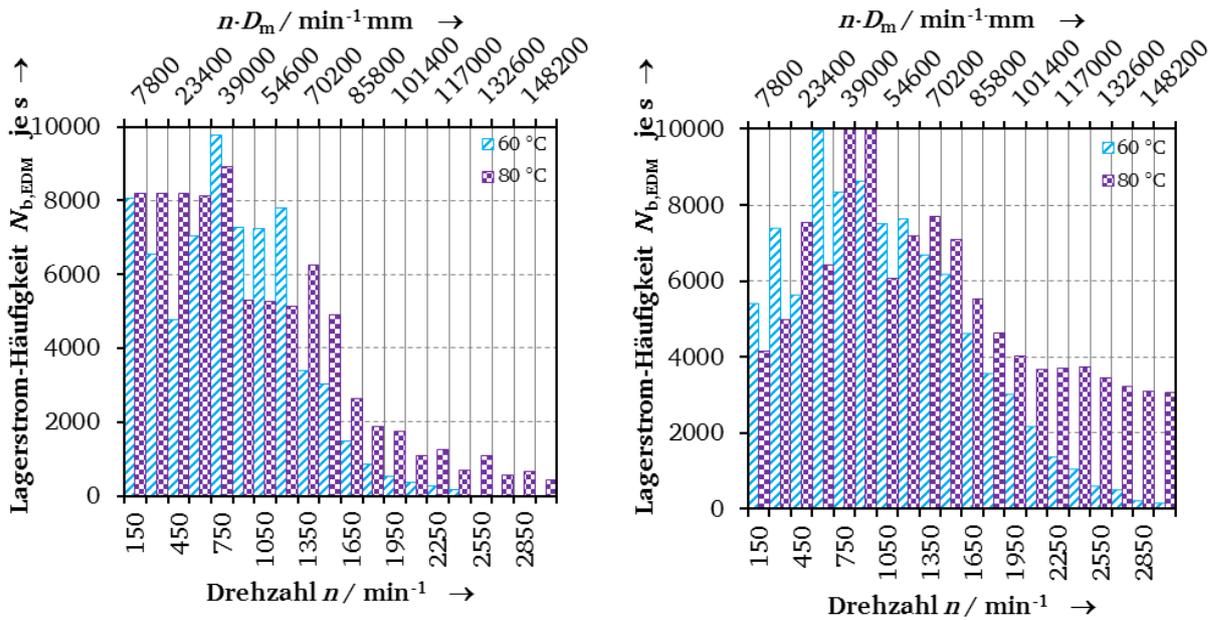


Abbildung B 3: 11 kW-Asynchronmotor des Prüfstands 3, Lagertyp 6209 C3, Schmierstoff G1, Schaltfrequenz $f_c = 5 \text{ kHz}$, Erdungssystem ROER K1, über der Drehzahl n in min^{-1} , radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 240 \text{ N}$ und für die mittleren Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$ (Maximum: Raute: Messwert, Linie (—): interpolierter Verlauf; Mittelwert: Plus: Messwert, Linie (---): interpolierter Verlauf) und 80°C ((Mittelwert: Stern: Messwert, Linie (...): interpolierter Verlauf)

Oben: Gemessene pk-to-pk-Werte der Rotor-Erd-Lagerströme $i_{b,RE}$ in A und berechnete scheinbare Lagerstromdichte in A/mm^2

Unten: Standardabweichung $\sigma_{i_{b,RE}}$ in A der gemessenen Rotor-Erd-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte $i_{b,RE}$ und berechneten Standardabweichung der scheinbaren Lagerstromdichte $\sigma_{\hat{j}_b}$ in A/mm^2



Antriebsseite

Nichtantriebsseite

Abbildung B 4: Wie Abbildung B 3, jedoch gemessene Häufigkeit der Rotor-Erd-Lagerströme $N_{b,RE}$ je Sekunde; (1): mittlere Lagertemperaturen $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$, (2) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 80\text{ °C}$

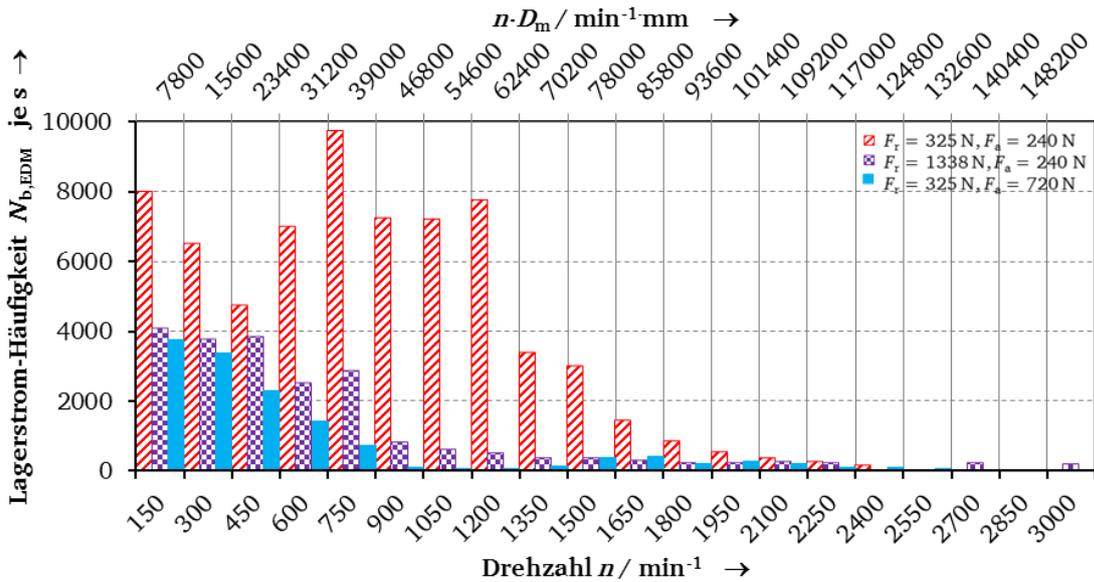


Abbildung B 5: 11 kW-Asynchronmotor des Prüfstands 3, Lagertyp 6209 C3, Schmierstoff G1, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60\text{ °C}$, Schaltfrequenz $f_c = 5\text{ kHz}$, Erdungssystem ROER K1, gemessene Häufigkeit an der Antriebsseite über der Drehzahl n in min^{-1} und für die Lagerbelastungen:

Radiale Lagerbelastung $F_r = 325\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 240\text{ N}$ (rot schraffiert),

Radiale Lagerbelastung $F_r = 1338\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 240\text{ N}$ (lila kariert),

Radiale Lagerbelastung $F_r = 325\text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 720\text{ N}$ (blau).

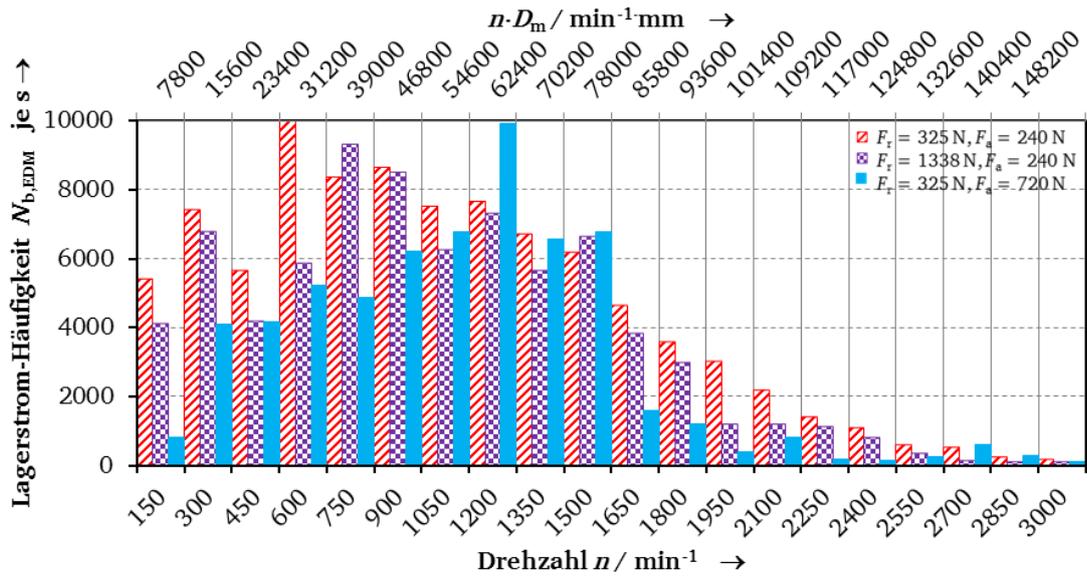


Abbildung B 6: Wie Abbildung B 5, jedoch gemessene Häufigkeit an der Nichtantriebsseite

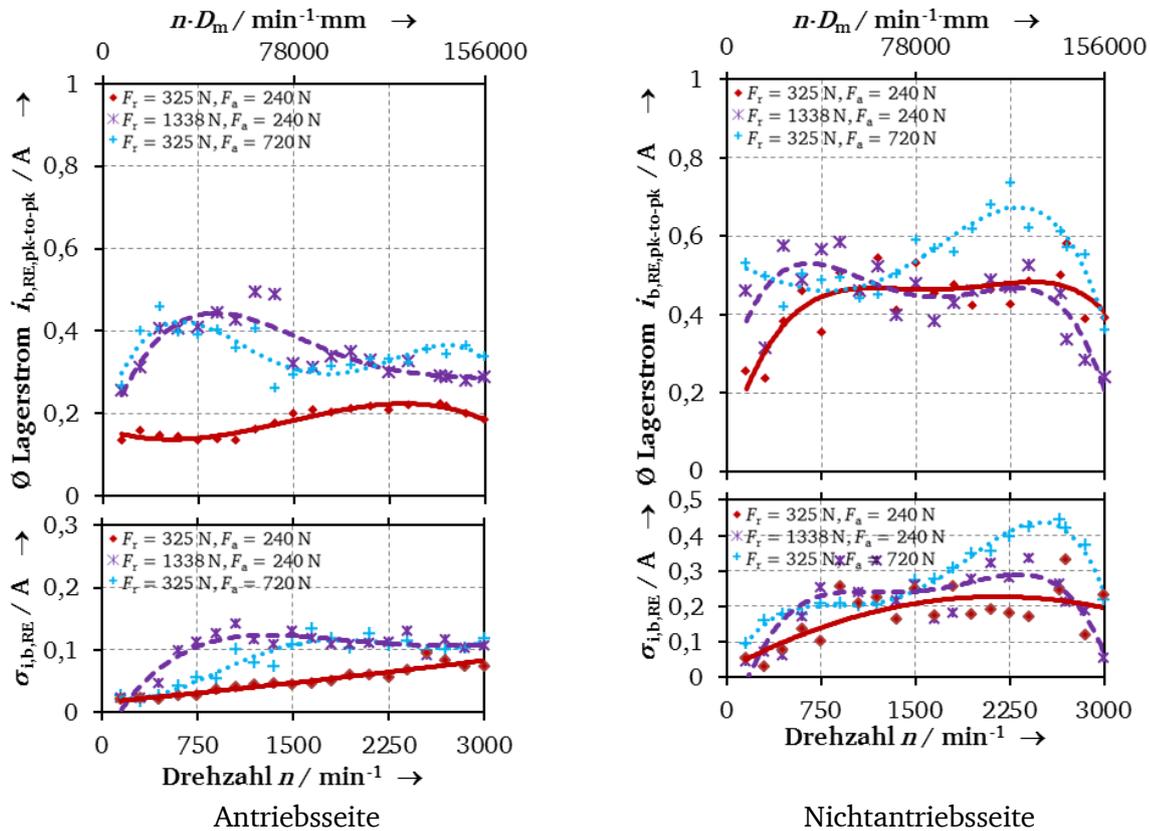


Abbildung B 7: Wie Abbildung B 5, jedoch

Oben: Gemessene pk-to-pk-Werte der Rotor-Erd-Lagerströme $i_{b,RE}$ in A

Unten: Standardabweichung $\sigma_{i,b,RE}$ in A der gemessenen Rotor-Erd-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte $i_{b,RE}$

B3. Zirkular-Lagerstrom

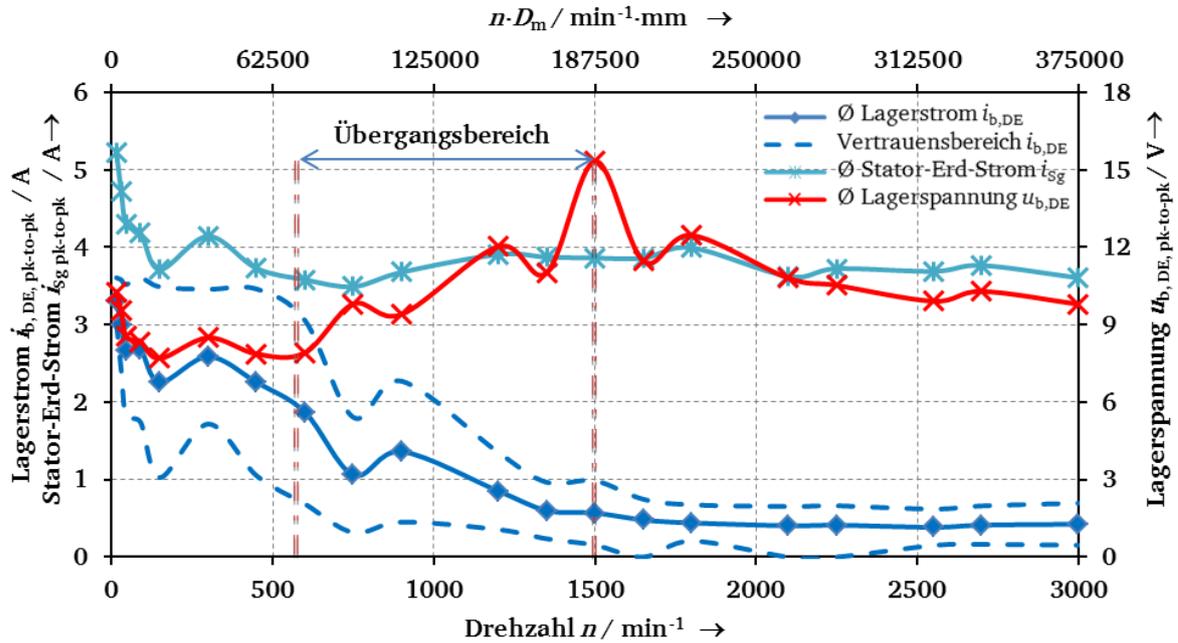


Abbildung B8: Gemessener pk-to-pk-Lagerstrom, Stator-Erd-Strom und gemessene pk-to-pk-Lagerspannung an der Antriebsseite des 110 kW-Asynchronmotorenprüfstands M110_3, Lagertyp DE: 6316 C3, Lagertyp NDE: 6316 C3, Schmierstoff G2, Schaltfrequenz 4,5 kHz, Pulsmuster AVM 60°, 10 m geschirmtes Kabel, U/f-Steuerung, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 60^\circ\text{C}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 1 \text{ kN}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 2,2 \text{ kN}$.

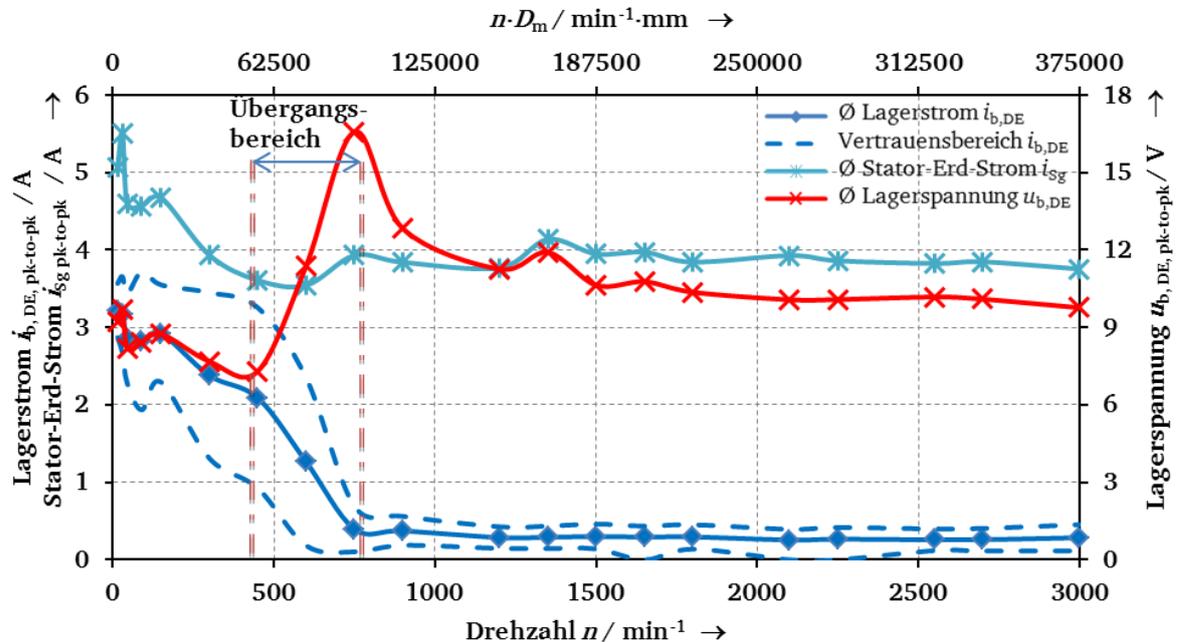


Abbildung B9: Wie Abbildung B8, jedoch Schmierstoff G3.

Anhang C. Dauerversuche

C1. Versuchsübersicht

Tabelle C1: Übersicht zu den Dauerversuchen mit EDM- (Prüfstand 2) und Rotor-Erd-Lagerstrom (Prüfstand 1) für die 1,5 kW-Asynchronmotoren, Lagertyp 6205 C3 (L: Niedriger Wert, H: Großer Wert)

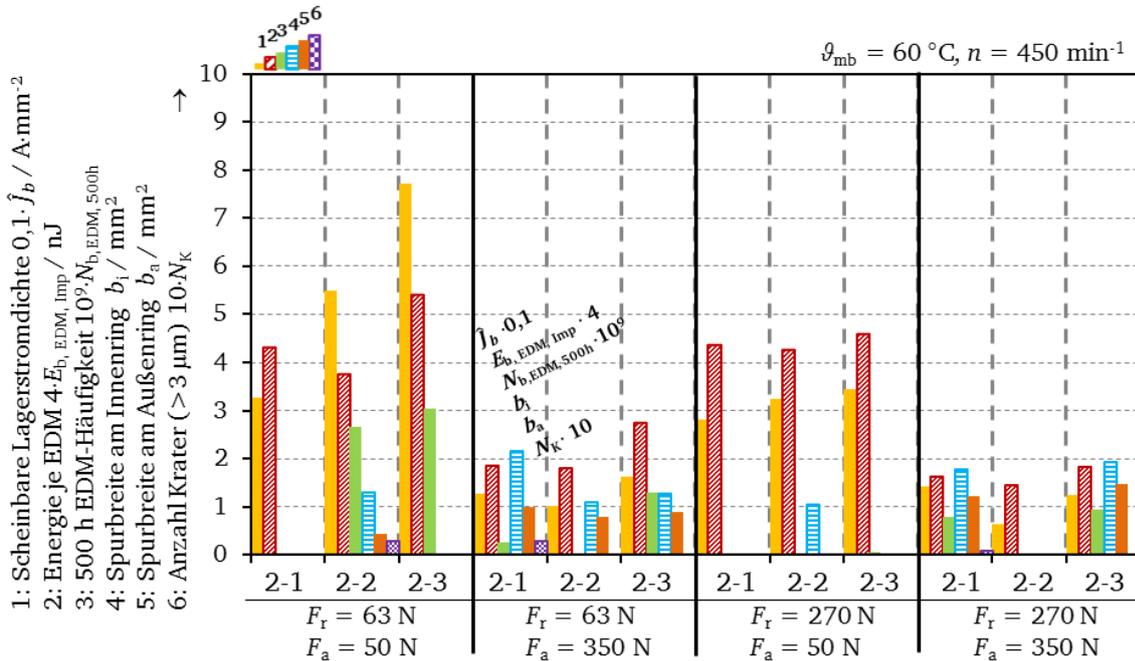
	6205 C3- Setting 1	6205 C3- Setting 2	6205 C3- Setting 3	6205 C3- Setting 4	6205 C3- Setting 5	6205 C3- Setting 6	6205 C3- Setting 7	6205 C3- Setting 8
Drehzahl n	1500 min⁻¹							
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N (L)	350 N (H)	50 N (L)	350 N (H)	50 N (L)	350 N (H)	50 N (L)	350 N (H)
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N (L)	63 N (L)	63 N (L)	63 N (L)	270 N (H)	270 N (H)	270 N (H)	270 N (H)
Mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb}	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)
EDM-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	6	6	6	6	6	6	6	6
Getestete Lager 1000 h	6	6			6			
Getestete Lager 2000 h	6	6						
Drehzahlvariabler Betrieb	6							
Rotor-Erd-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	8		2	2				
Getestete Lager 1000 h	3	3	3	3	3	3	3	3
	6205 C3- Setting 9	6205 C3- Setting 10	6205 C3- Setting 11	6205 C3- Setting 12	6205 C3- Setting 13	6205 C3- Setting 14	6205 C3- Setting 15	6205 C3- Setting 16
Drehzahl n	450 min⁻¹							
Axiale Lagerbelastung F_a	50 N (L)	350 N (H)	50 N (L)	350 N (H)	50 N (L)	350 N (H)	50 N (L)	350 N (H)
Radiale Lagerbelastung F_r	63 N (L)	63 N (L)	63 N (L)	63 N (L)	270 N (L)	270 N (L)	270 N (L)	270 N (L)
Mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb}	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)
EDM-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	6	6	6	6	8	8	8	6
Rotor-Erd-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	6				6	3		
Getestete Lager 1000 h	3	3	3	3	3	3	3	3

Tabelle C2: Übersicht zu den Dauerversuchen mit EDM- (Prüfstand 3) und Rotor-Erd-Lagerstrom (Prüfstand 4) für die 11 kW-Asynchronmotoren, Lagertyp 6209 C3 (L: Niedriger Wert, H: Großer Wert)

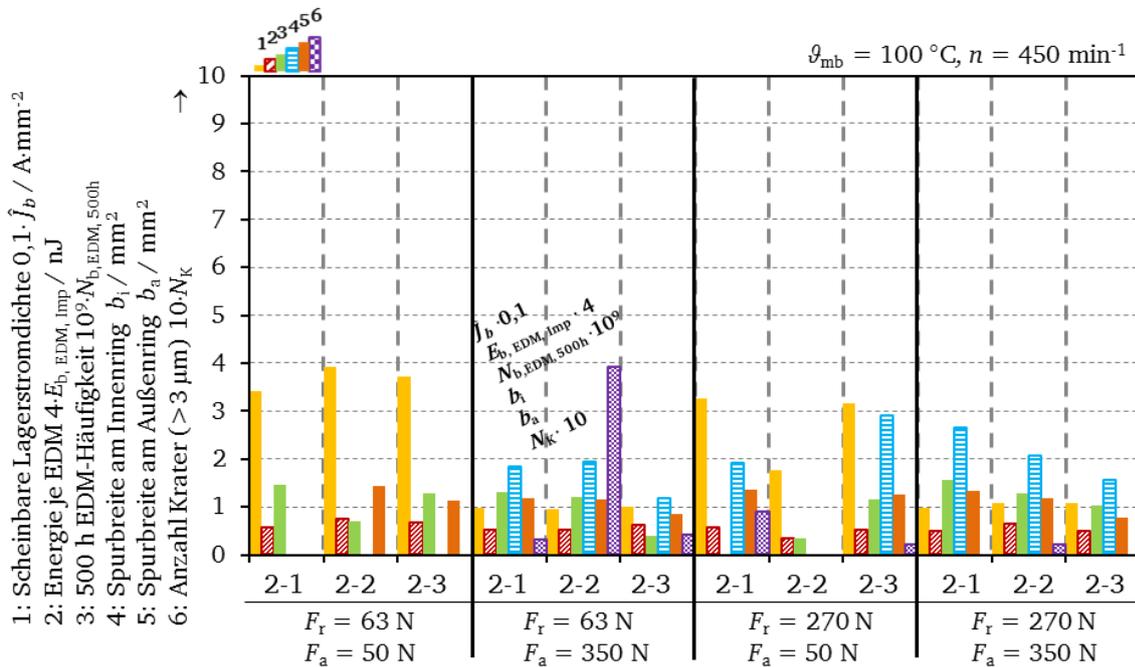
	6209 C3- Setting 1	6209 C3- Setting 2	6209 C3- Setting 3	6209 C3- Setting 4	6209 C3- Setting 5	6209 C3- Setting 6	6209 C3- Setting 7	6209 C3- Setting 8
Drehzahl n	1500 min ⁻¹							
Axiale Lagerbelastung F_a	240 N (L)	720 N (H)						
Radiale Lagerbelastung F_r	325 N (L)	325 N (L)	325 N (L)	325 N (L)	995 N (H)	995 N (H)	995 N (H)	995 N (H)
Mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb}	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)
EDM-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	6	6	6	6	6	6	6	6
Getestete Lager 1000 h	6	6			6			
Getestete Lager 2000 h	6	6						
Drehzahlvariabler Betrieb	6							
Rotor-Erd-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	6							
Getestete Lager 1000 h	3	3	3	6	3	3	3	3
	6209 C3- Setting 9	6209 C3- Setting 10	6209 C3- Setting 11	6209 C3- Setting 12	6209 C3- Setting 13	6209 C3- Setting 14	6209 C3- Setting 15	6209 C3- Setting 16
Drehzahl n	450 min ⁻¹							
Axiale Lagerbelastung F_a	240 N (L)	720 N (H)						
Radiale Lagerbelastung F_r	325 N (L)	325 N (L)	325 N (L)	325 N (L)	995 N (H)	995 N (H)	995 N (H)	995 N (H)
Mittlere Lagertemperatur ϑ_{mb}	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)	ca. 60 °C (L)	ca. 60 °C (L)	100 °C (H)	100 °C (H)
EDM-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	6	6	6	6	8	8	8	6
Rotor-Erd-Lagerstrom								
Getestete Lager 500 h	6	6			6	3		
Getestete Lager 1000 h	3	3	3	3	3	3	3	3

C2. Dauerversuche mit EDM-Lagerstrom

Ergebnisse 500 h-Dauerversuche – 1,5 kW-Asynchronmaschine:



a)



b)

Abbildung C1: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 2-1 ... 2-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$, unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/270 \text{ N}$ und $F_a = 50/350 \text{ N}$, a) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 60 \text{ }^\circ\text{C}$, b) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ [95]

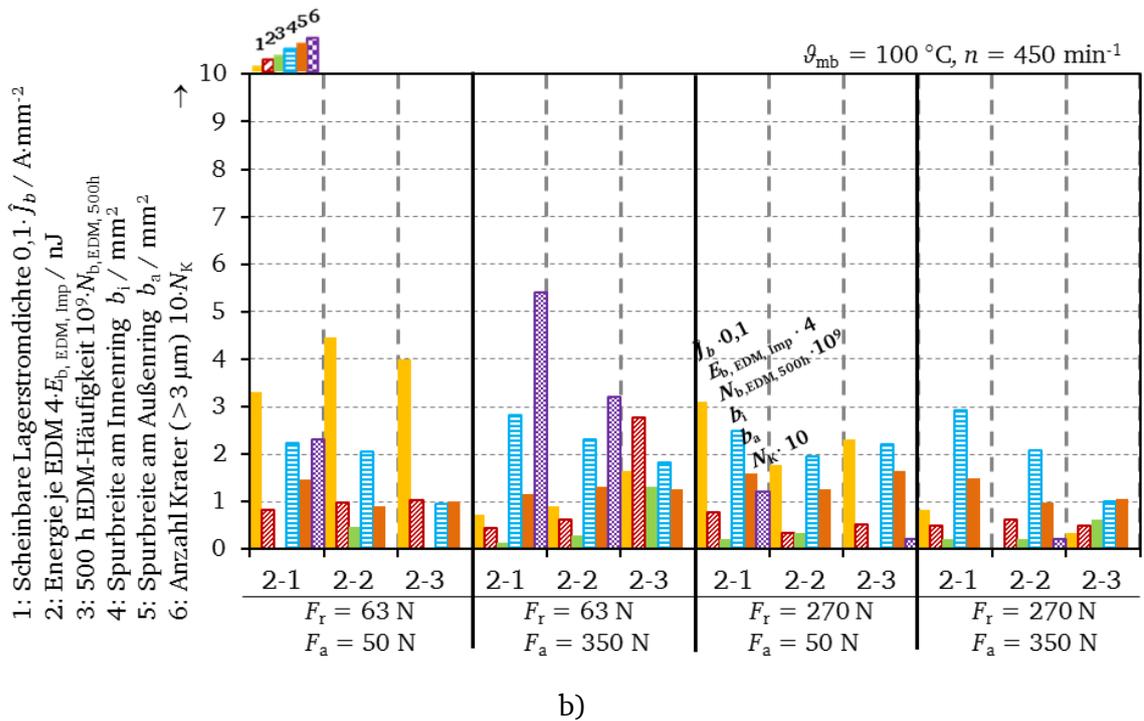
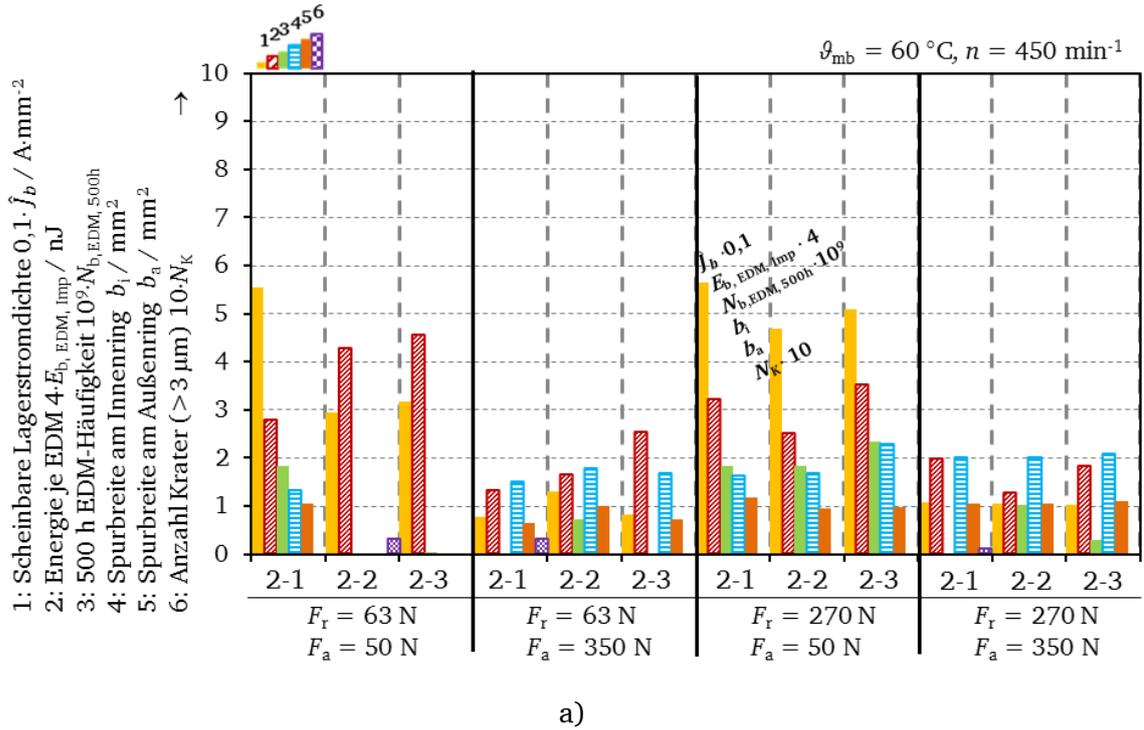


Abbildung C2: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Nichtantriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 2-1 ... 2-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 450\text{ min}^{-1}$, unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/270\text{ N}$ und $F_a = 50/350\text{ N}$, a) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 60\text{ }^\circ\text{C}$, b) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100\text{ }^\circ\text{C}$ [95]

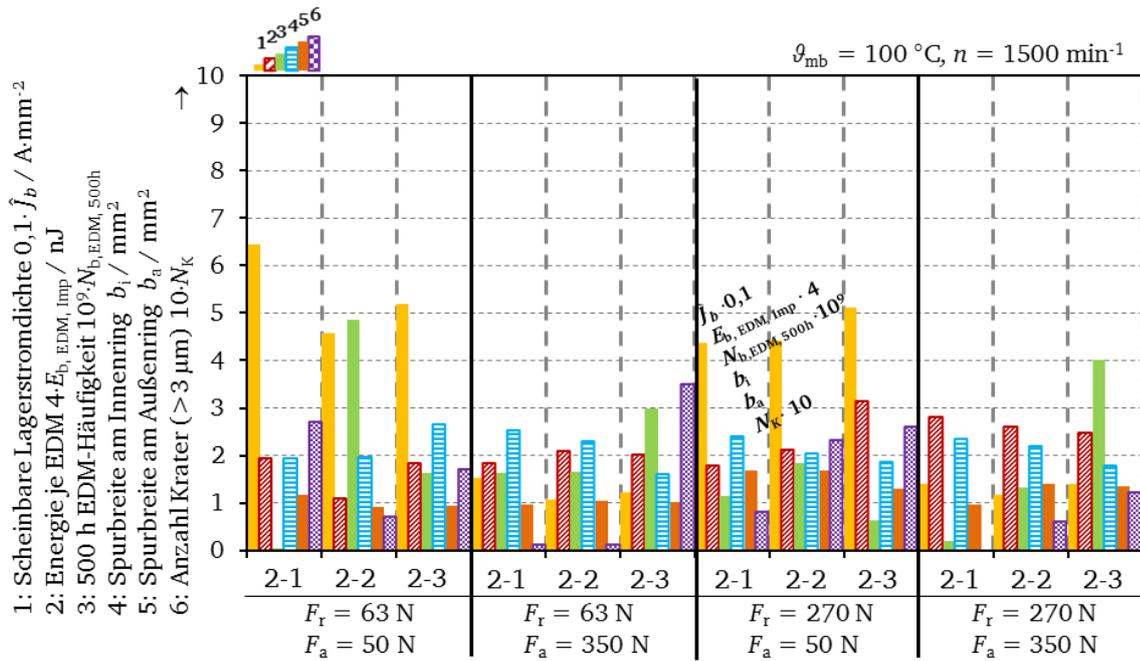
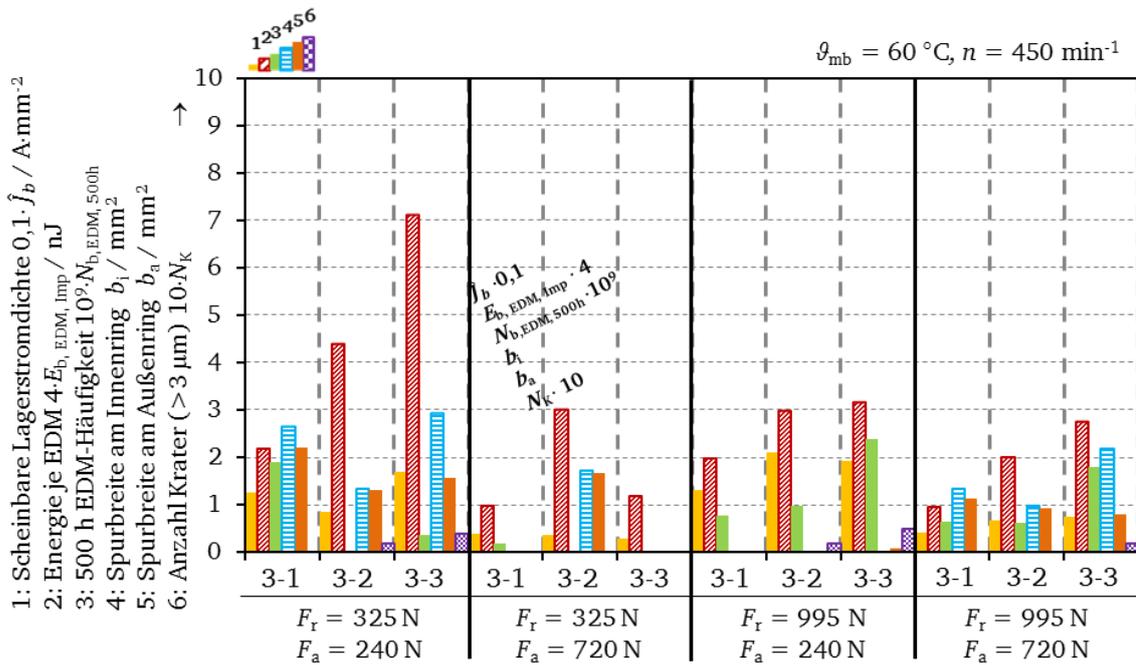
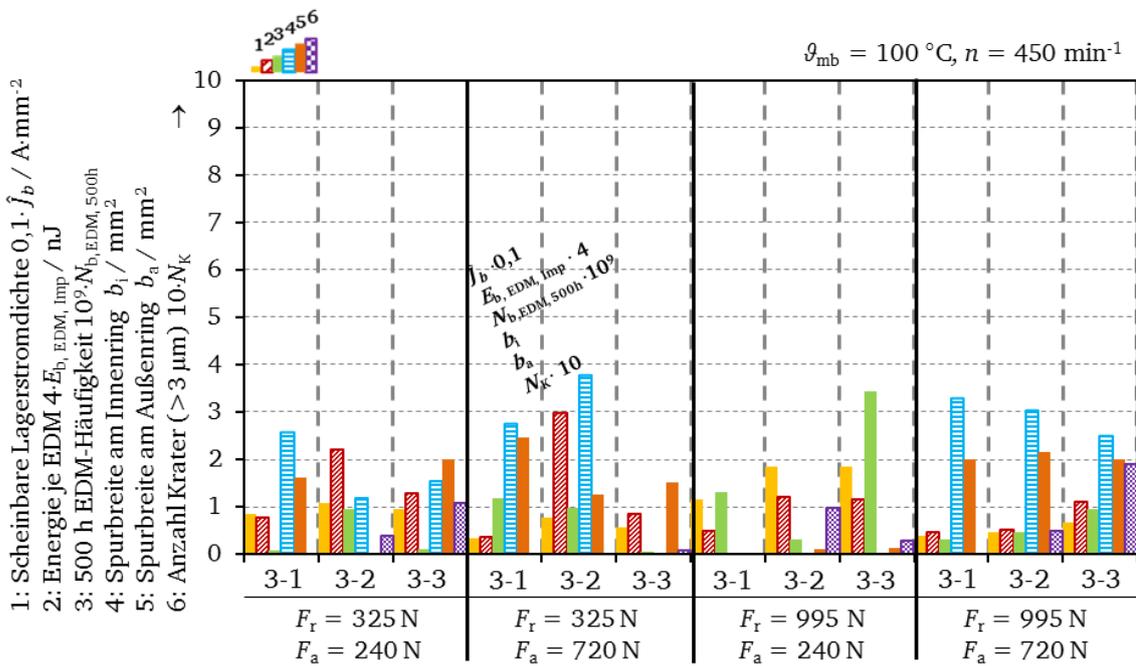


Abbildung C3: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Nichtantriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 2-1 ... 2-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500\text{ min}^{-1}$, unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/270\text{ N}$ und $F_a = 50/350\text{ N}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ [95]

Ergebnisse der 500 h Dauerversuche – 11 kW-Asynchronmaschine:



a)



b)

Abbildung C4: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 3-1 ... 3-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 450\text{ min}^{-1}$ unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 325/995\text{ N}$ und $F_a = 240/720\text{ N}$, a) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 60\text{ }^{\circ}\text{C}$, b) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ [95]

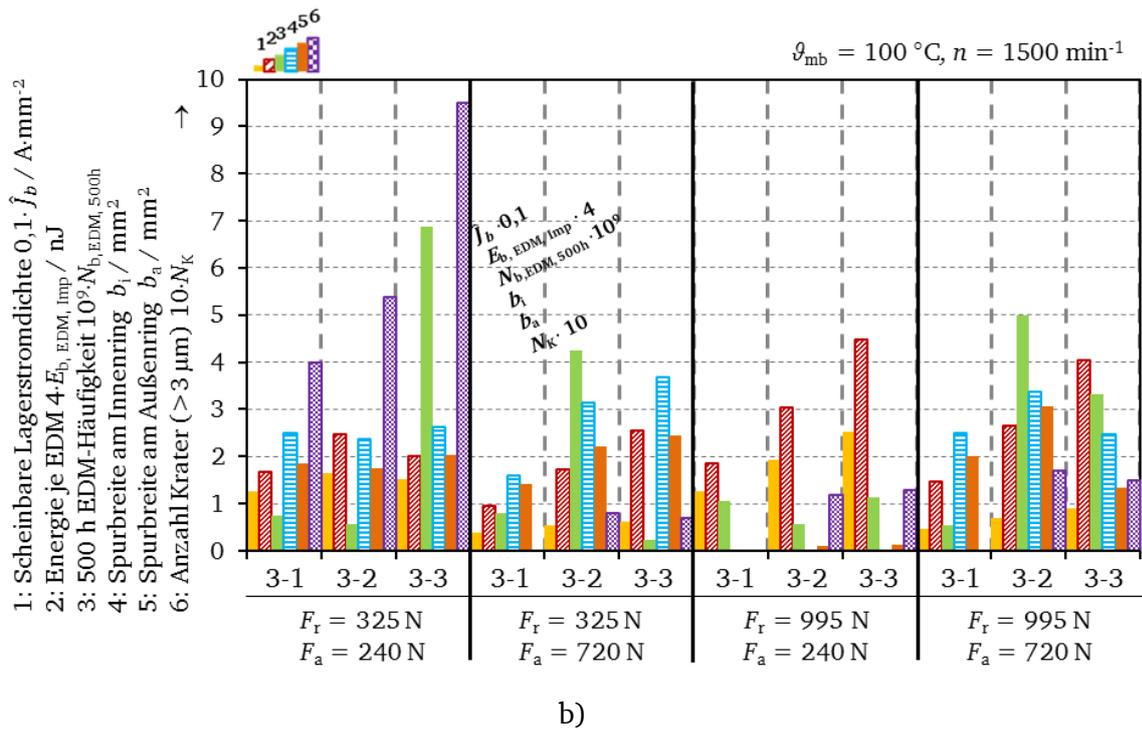
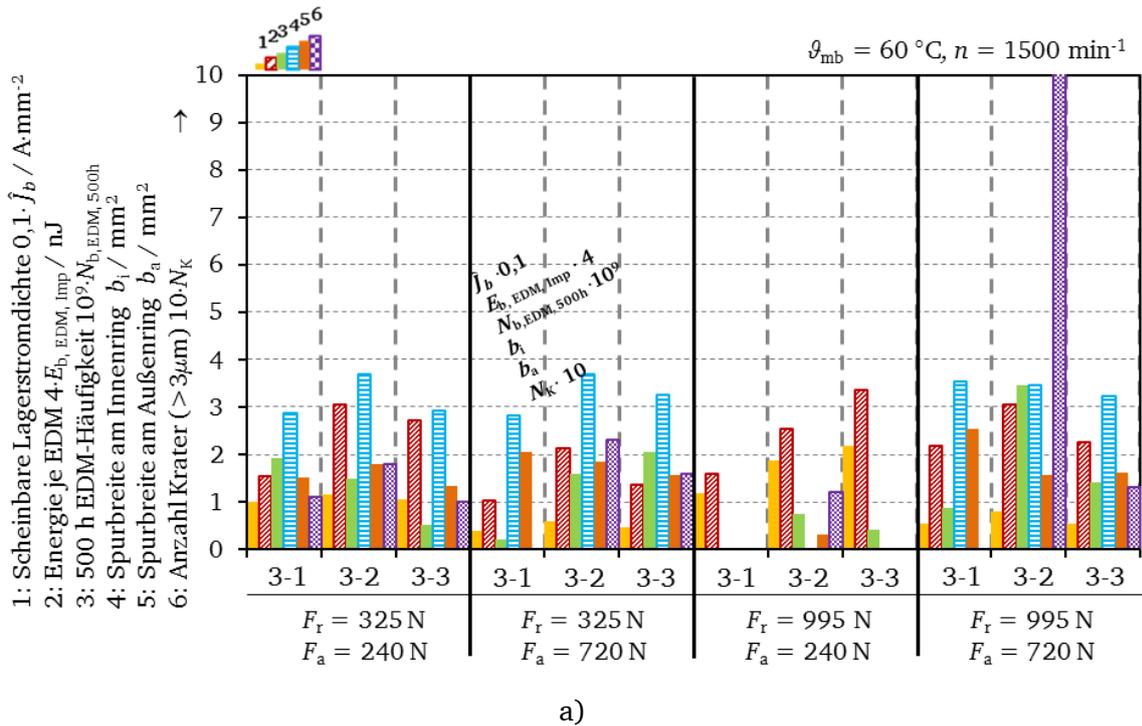
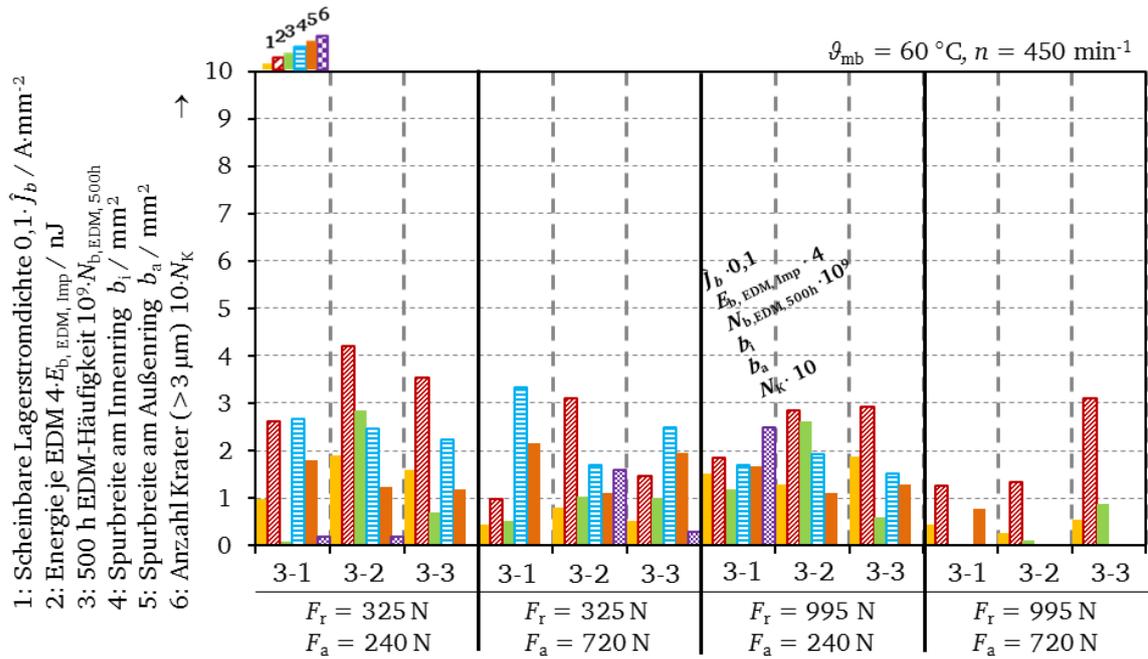
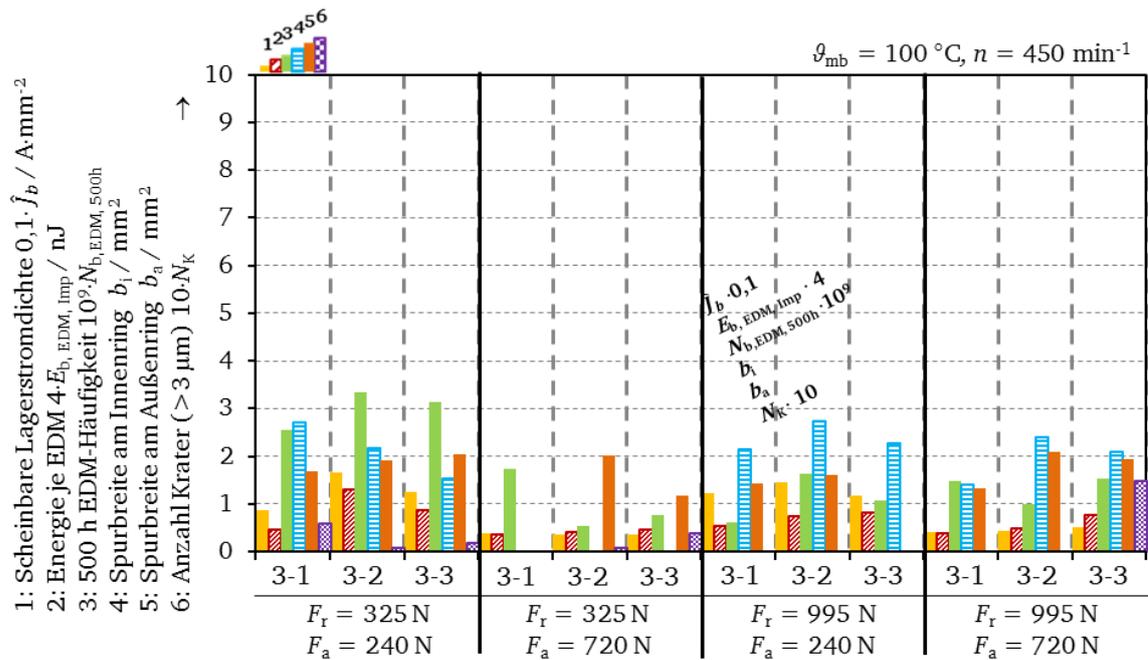


Abbildung C5: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 3-1 ... 3-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 325/995 \text{ N}$ und $F_a = 240/720 \text{ N}$, a) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = \text{ca. } 60 \text{ }^\circ\text{C}$, b) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ [95]

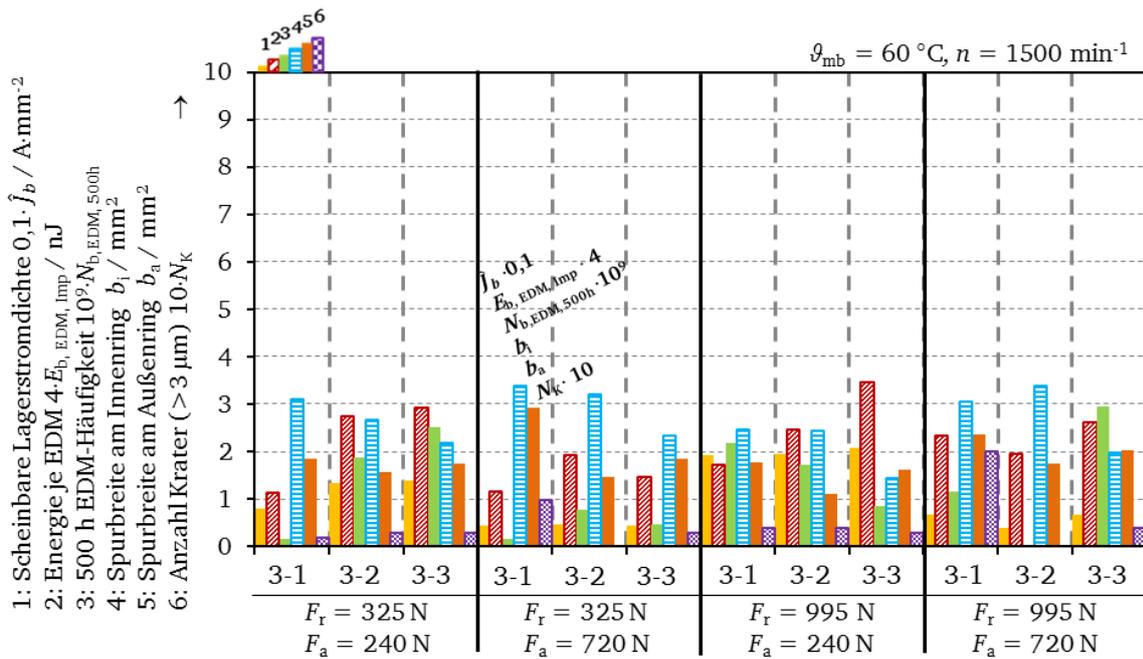


a)

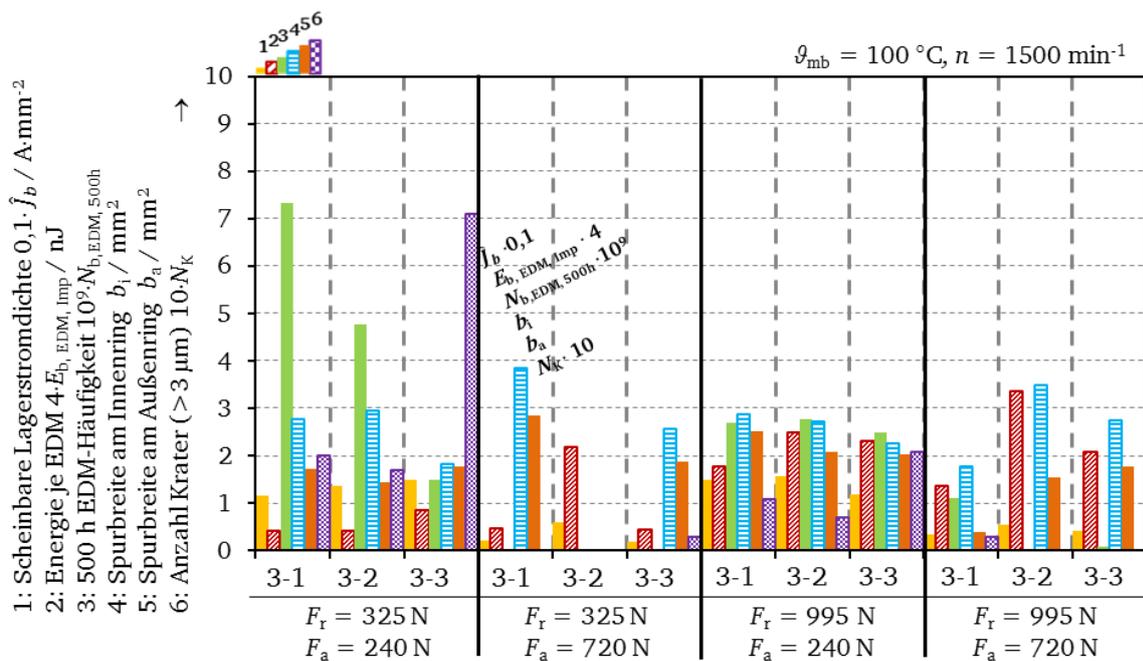


b)

Abbildung C6: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Nichtantriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 3-1 ... 3-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$ unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 325/995 \text{ N}$ und $F_a = 240/720 \text{ N}$, a) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = \text{ca. } 60^\circ\text{C}$, b) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100^\circ\text{C}$ [95]



a)



b)

Abbildung C7: Vergleich der EDM-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Nichtantriebsseite, 500 h Versuchsdauer, Prüfstände 3-1 ... 3-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp: 6209 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 325/995 \text{ N}$ und $F_a = 240/720 \text{ N}$, a) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = \text{ca. } 60 \text{ }^\circ\text{C}$, b) mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ [95]

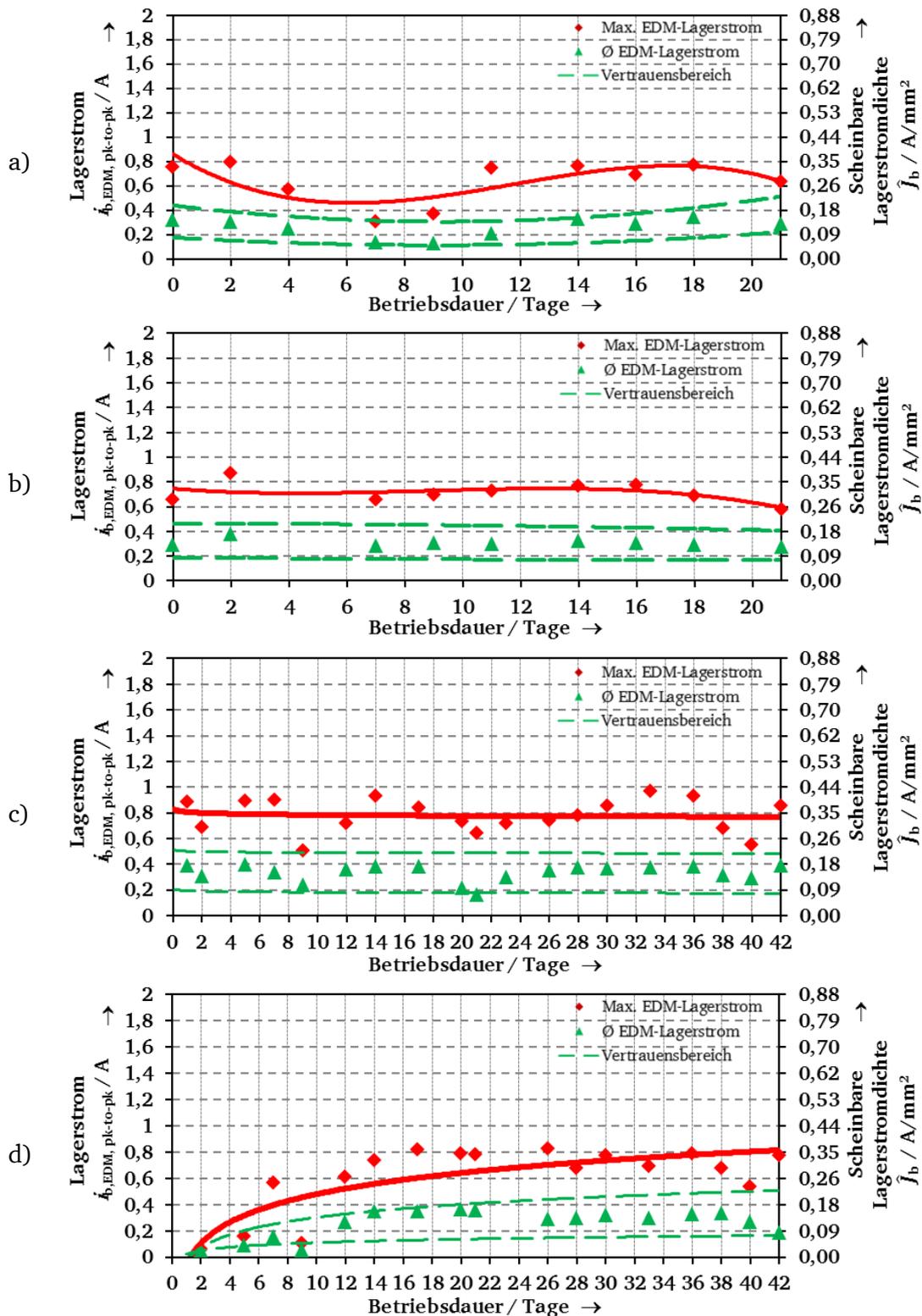
Einfluss der Betriebsdauer und des drehzahlvariablen Betriebs beim Lagertyp 6209 C3:

Abbildung C8: Verlauf der gemessenen EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte und der berechneten scheinbaren Lagerstromdichte am Prüfstand 3-2, 11 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6209 C3, Schmierstoff G1, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$ und axiale Lagerbelastung $F_a = 240 \text{ N}$ für 500 h Versuchsdauer, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 57^\circ\text{C}$ a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite und 1000 h Versuchsdauer, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 73^\circ\text{C}$ c) Antriebsseite und d) Nichtantriebsseite; rot (Raute: Messwert, Linie: interpolierter Verlauf): Maximaler EDM-Lagerstrom, grün (Dreieck: Messwert, Linien: Vertrauensbereich): durchschnittlicher EDM-Lagerstromwert) [95]

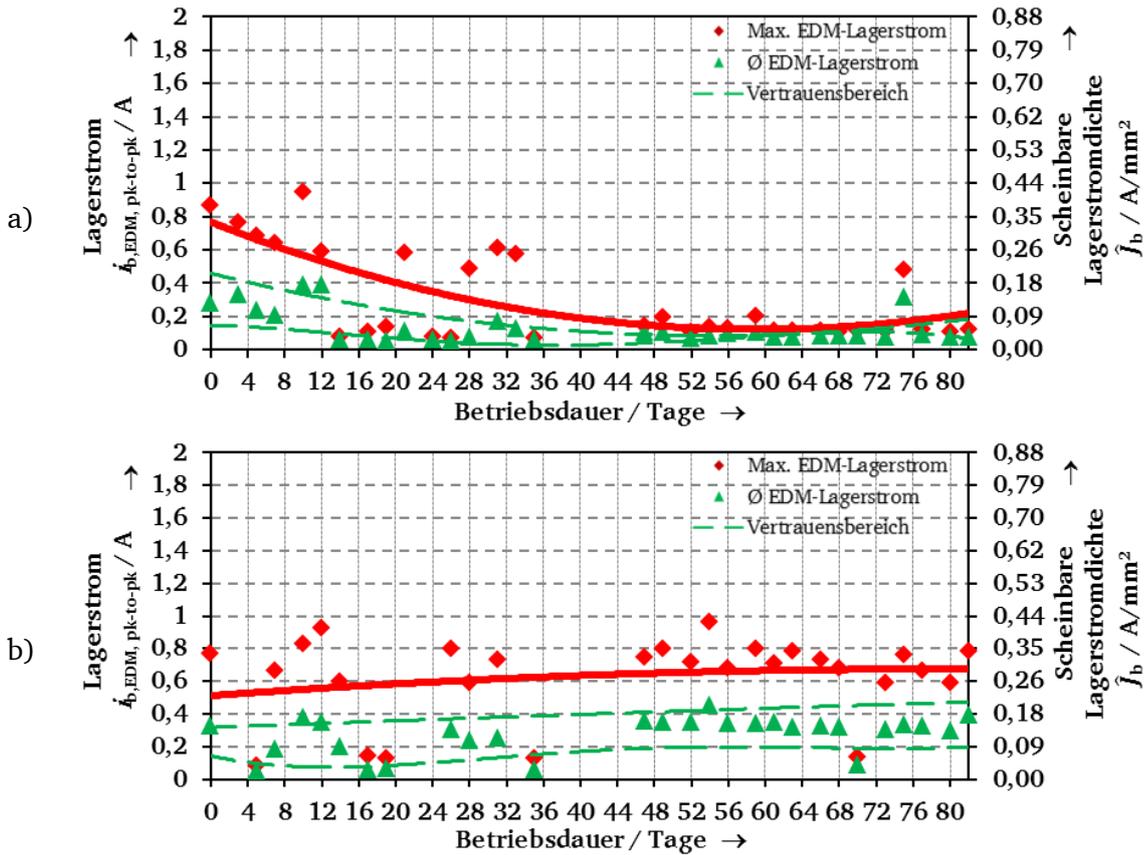


Abbildung C9: Verlauf der gemessenen EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte und der berechneten scheinbaren Lagerstromdichte über 2000 h-Versuchsdauer am Prüfstand 3-2 mit einer 11 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6209 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, durchschnittliche Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 63^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 240 \text{ N}$; a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite rot (Raute: Messwert, Linie: interpolierter Verlauf): Maximaler EDM-Lagerstrom, grün (Dreieck: Messwert, Linien: Vertrauensbereich): durchschnittlicher EDM-Lagerstrom [96]

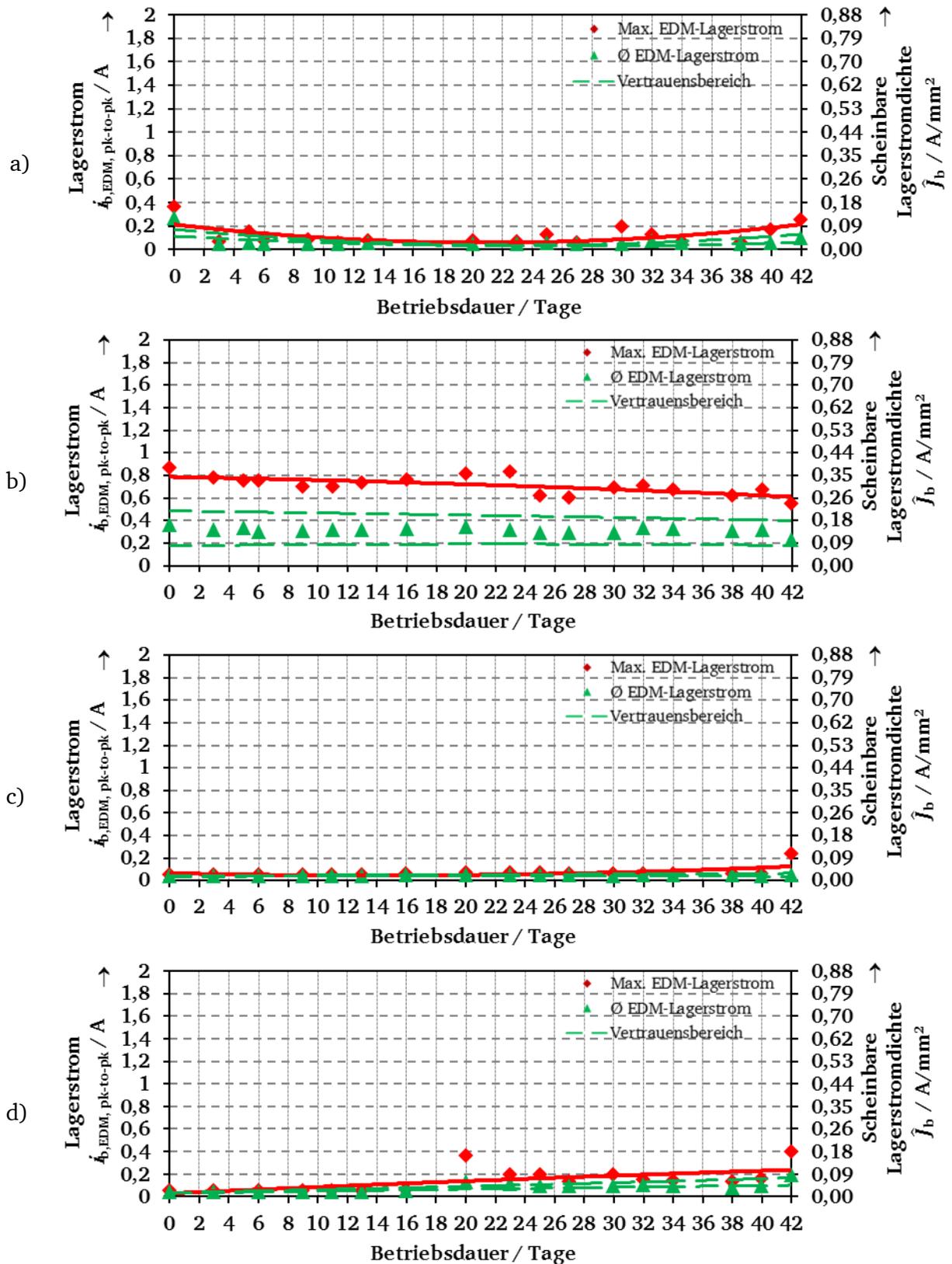


Abbildung C10: Verlauf der gemessenen EDM-Lagerstrom-pk-to-pk-Werte und der berechneten scheinbaren Lagerstromdichte über 1000 h-Versuchsdauer am Prüfstand 3-2 mit einer 11 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahlvariation: je 290 s $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, je 290 s $n = 450 \text{ min}^{-1}$, n -Rampe je 10 s; mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 63^\circ\text{C}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 270 \text{ N}$; a) Antriebsseite, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, b) Antriebsseite, $n = 450 \text{ min}^{-1}$, c) Nichtantriebsseite, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, d) Nichtantriebsseite, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, rot (Raute: Messwert, Linie: interpolierter Verlauf): Maximaler EDM-Lagerstrom, grün (Dreieck: Messwert, Linien: Vertrauensbereich): durchschnittlicher EDM-Lagerstrom [96]

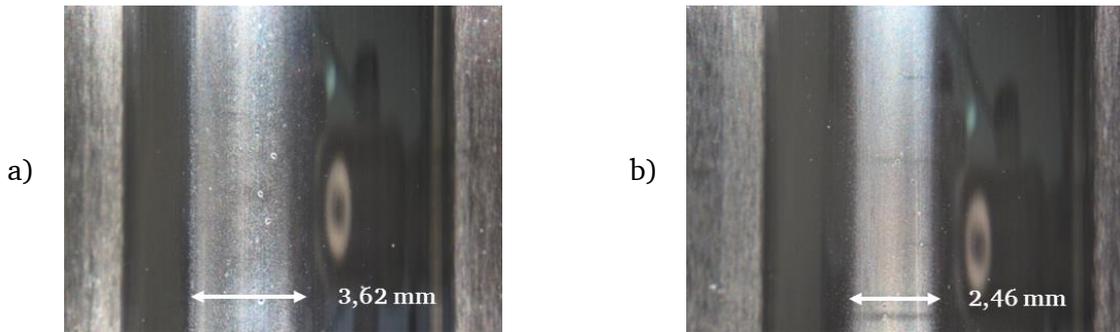


Abbildung C11: Lagerinnenring nach 500 h Versuchsdauer, EDM-Lagerstrom, Prüfstand 3-2, 11 kW-Asynchronmaschine, Lagertyp 6209 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, radiale Lagerbelastung $F_r = 325 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 270 \text{ N}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 57^\circ\text{C}$; a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite [95]

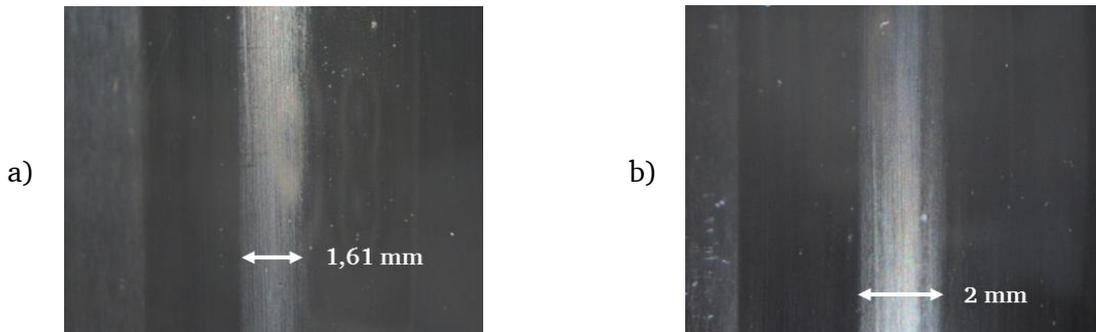


Abbildung C12: Wie Abbildung C11, jedoch nach 1000 h Versuchsdauer bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 73^\circ\text{C}$, a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite [95]

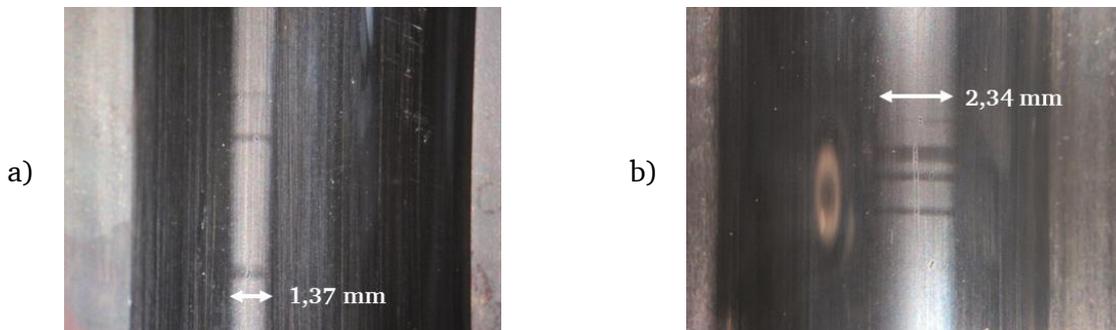


Abbildung C13: Wie Abbildung C11, jedoch nach 2000 h Versuchsdauer bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 63^\circ\text{C}$, a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite [96]

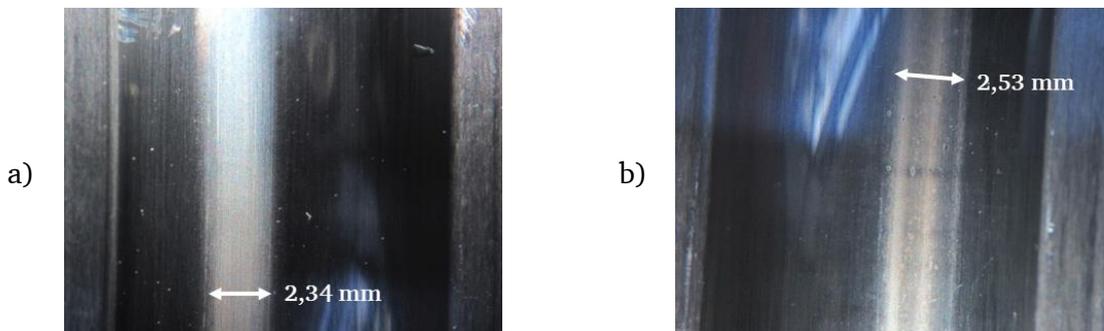
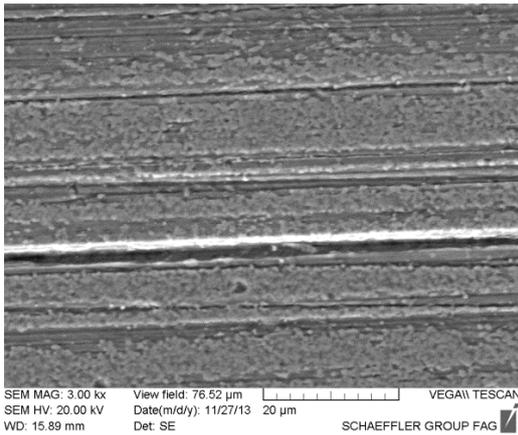
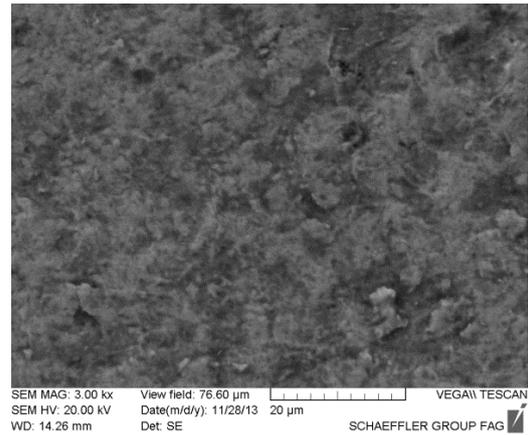


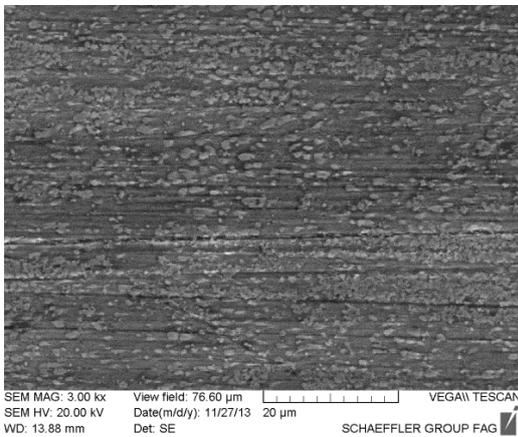
Abbildung C14: Abbildung C11, jedoch nach 1000 h Versuchsdauer bei einer mittleren Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 61^\circ\text{C}$ und Drehzahlvariation: je 290 s $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, je 290 s $n = 450 \text{ min}^{-1}$, n -Rampe je 10 s; a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite [96]



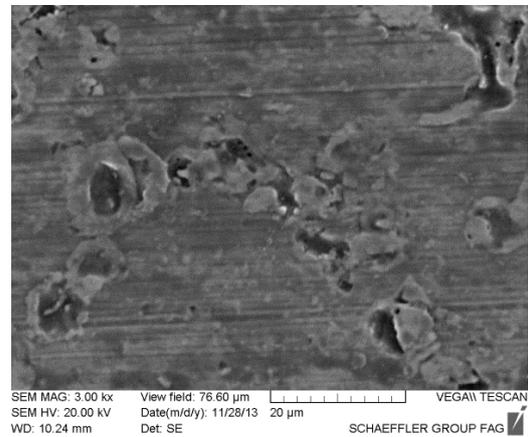
a) Außenring (DE)



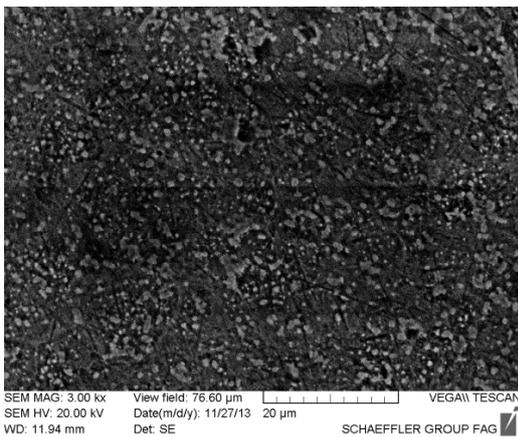
b) Außenring (NDE)



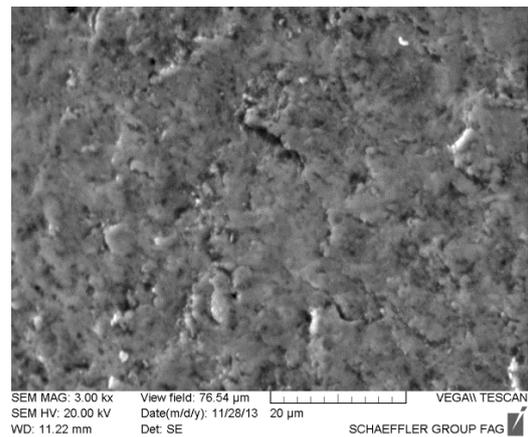
a) Innenring (DE)



b) Innenring (NDE)



a) Wälzkörper (DE)



b) Wälzkörper (NDE)

Abbildung C15: REM-Aufnahmen der *Schaeffler Technologies AG & Co. KG*: Lagertyp 6209 C3, 3000-fache Vergrößerung des Außenrings, Innenrings und des Wälzkörpers: a) Antriebsseite, b) Nichtantriebsseite, 11 kW-Asynchronmaschine, Prüfstand 3-2, Schmierstoff G1, Versuch über 2000 Betriebsstunden, radiale Lagerbelastung $F_r = 325$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 270$ N, Drehzahl $n = 1500$ min⁻¹, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 73^\circ\text{C}$ [96]

C3. Dauerversuche mit Rotor-Erd-Lagerstrom

1,5 kW-Asynchronmotoren, Lagertyp 6205 C3:

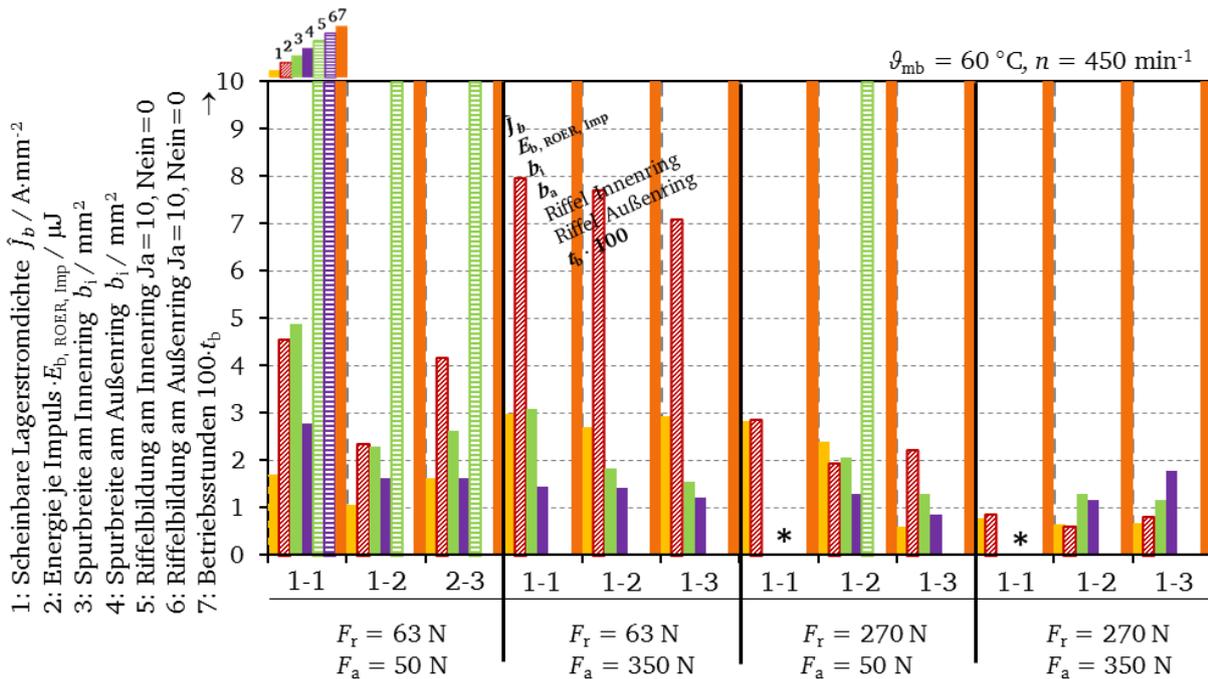


Abbildung C16: Vergleich der Rotor-Erd-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite, Ziel: 1000 h Versuchsdauer, Prüfstände 1-1 ... 1-3, 1,5 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp 6205 C3, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 450\text{ min}^{-1}$ unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 63/270\text{ N}$ und $F_a = 50/350\text{ N}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = \text{ca. } 60\text{ }^{\circ}\text{C}$ (*: keine Werte zur Verfügung, da zur Analyse an *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* gesandt) [95], [96]

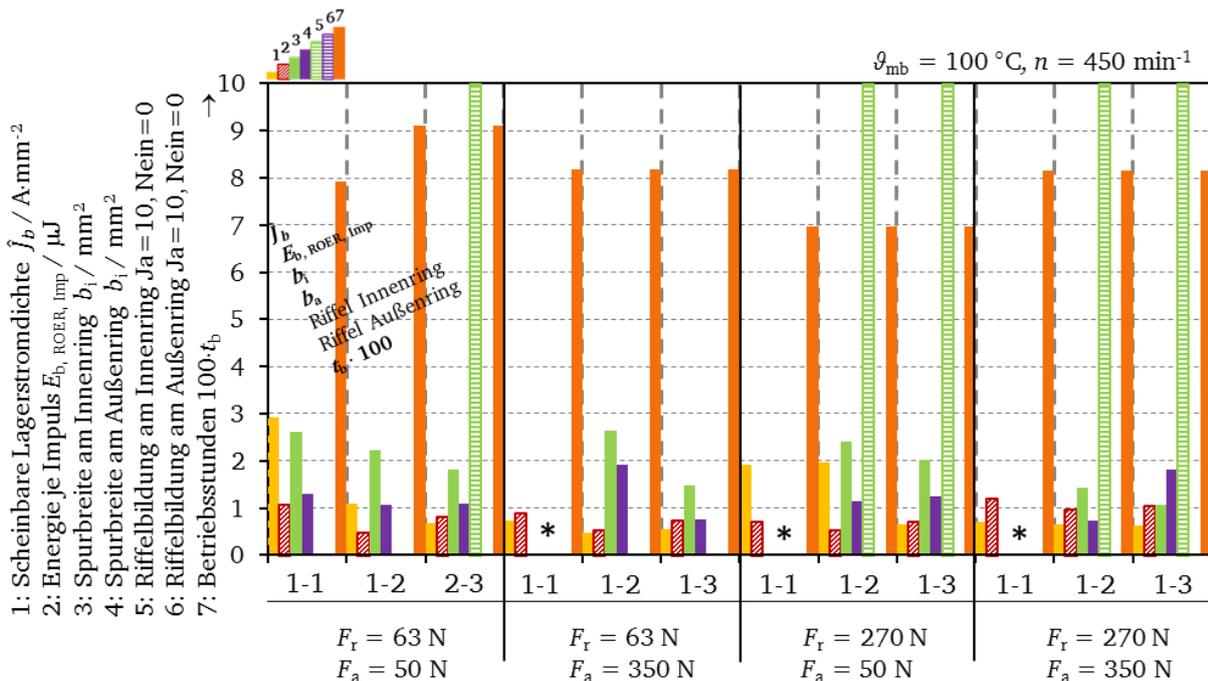


Abbildung C17: Wie Abbildung C16, jedoch mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ (*: keine Werte zur Verfügung, da zur Analyse an *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* gesandt) [95], [96]

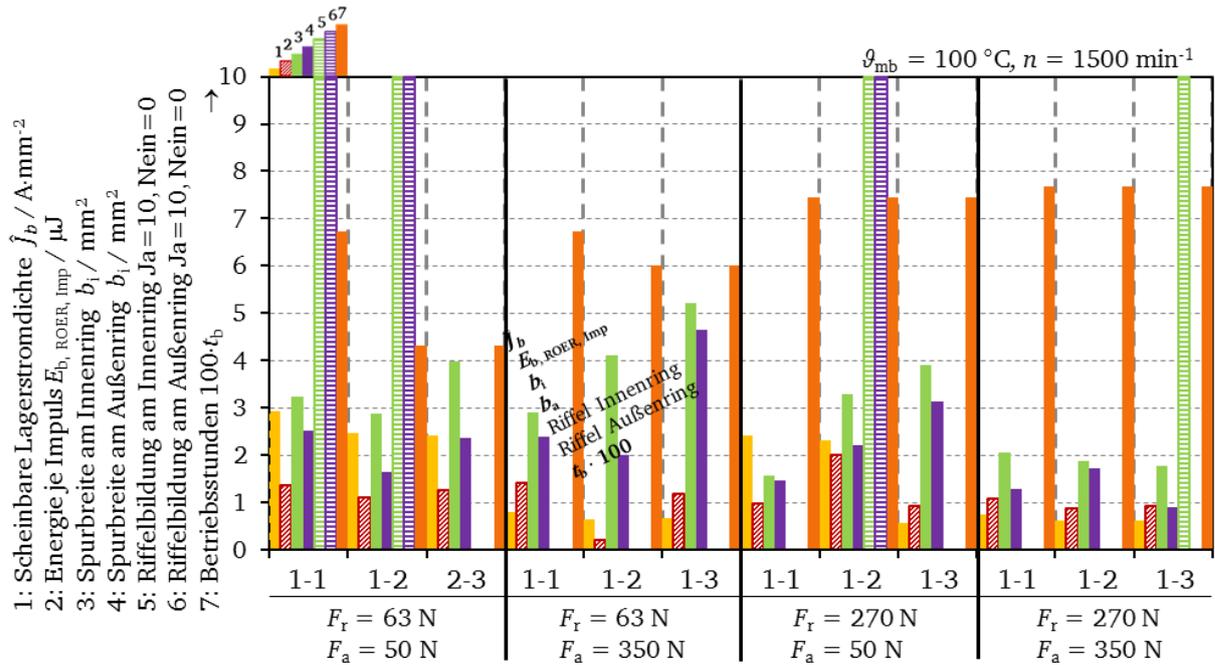


Abbildung C18: Wie Abbildung C16, jedoch Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ (* keine Werte zur Verfügung, da zur Analyse an *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* gesandt) [95], [96]

11 kW-Asynchronmotoren, Lagertyp 6209 C3:

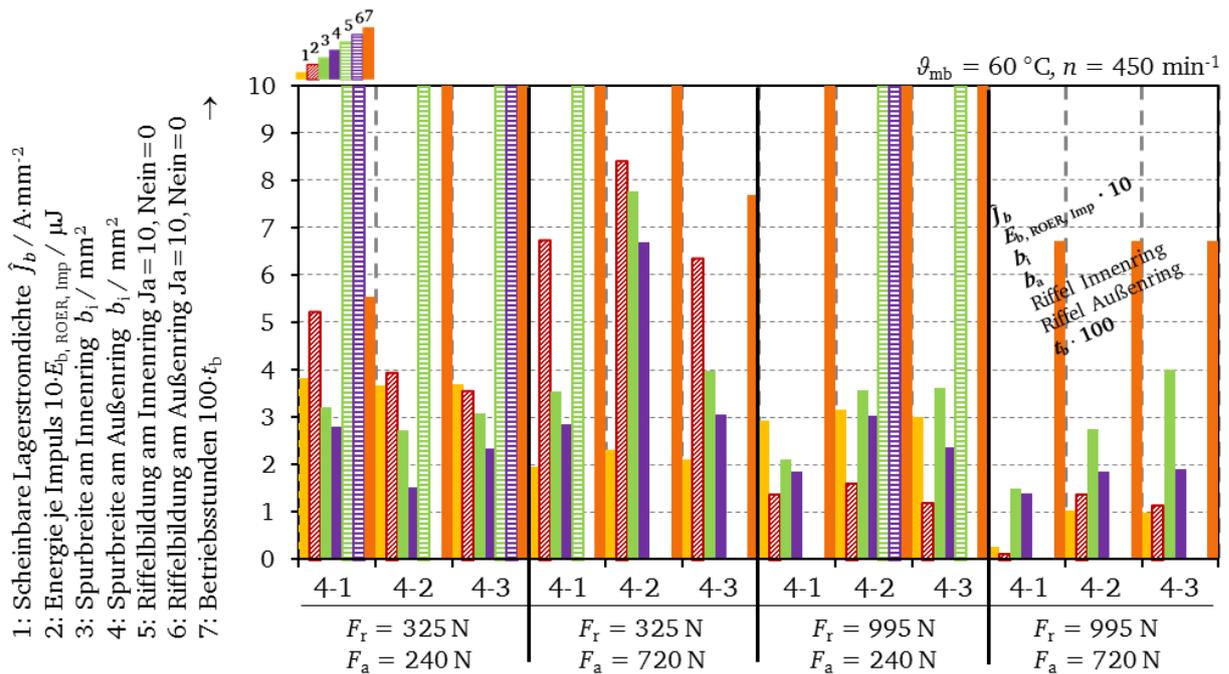


Abbildung C19: Vergleich der Rotor-Erd-Lagerstrom-Versuchsergebnisse am Prüflager der Antriebsseite, Ziel: 1000 h Versuchsdauer, Prüfstände 4-1 ... 4-3, 11 kW-Asynchronmaschinen, Lagertyp 6209 C3, Schmierstoff G1, Schmierstoff G1, Drehzahl $n = 450 \text{ min}^{-1}$ unterschiedliche Kombinationen von radialer und axialer Lagerbelastung gemäß $F_r = 325/995 \text{ N}$ und $F_a = 240/720 \text{ N}$, mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{mb} = ca. 60 \text{ } ^\circ\text{C}$ (*: keine Werte zur Verfügung, da zur Analyse an *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* gesandt) [95], [96]

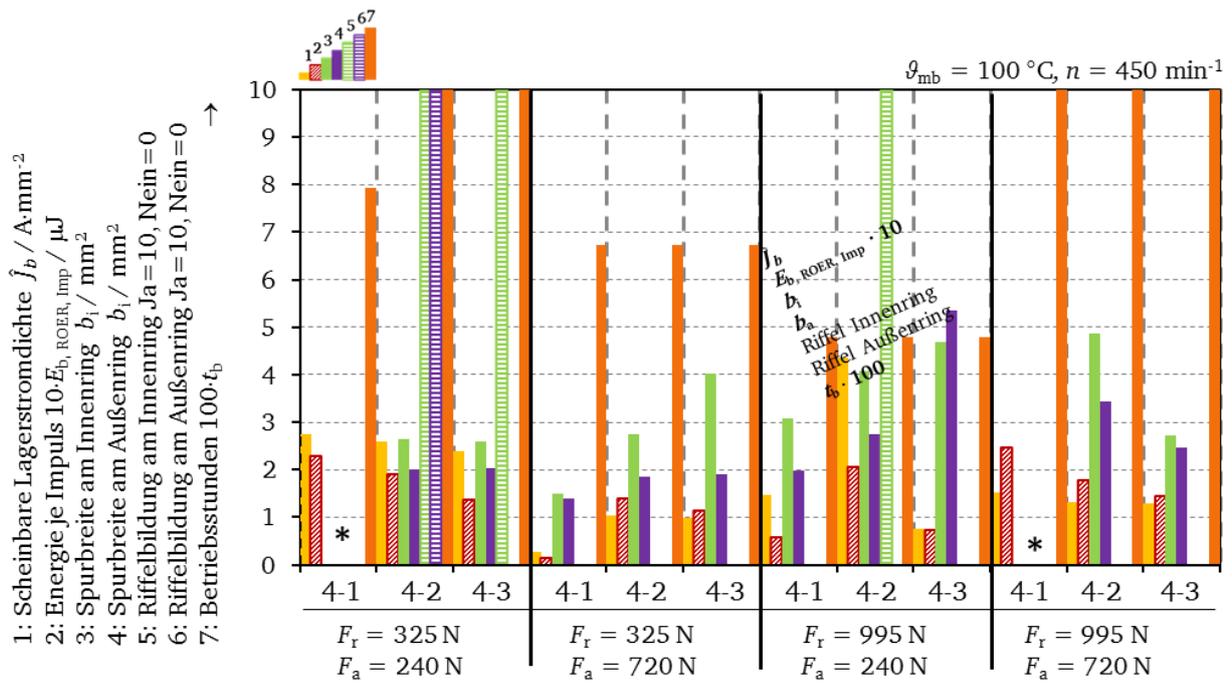


Abbildung C20: Wie Abbildung C19, jedoch mittlere Lagertemperatur $\vartheta_{\text{mb}} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ (* keine Werte zur Verfügung, da zur Analyse an *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* gesandt) [95], [96]

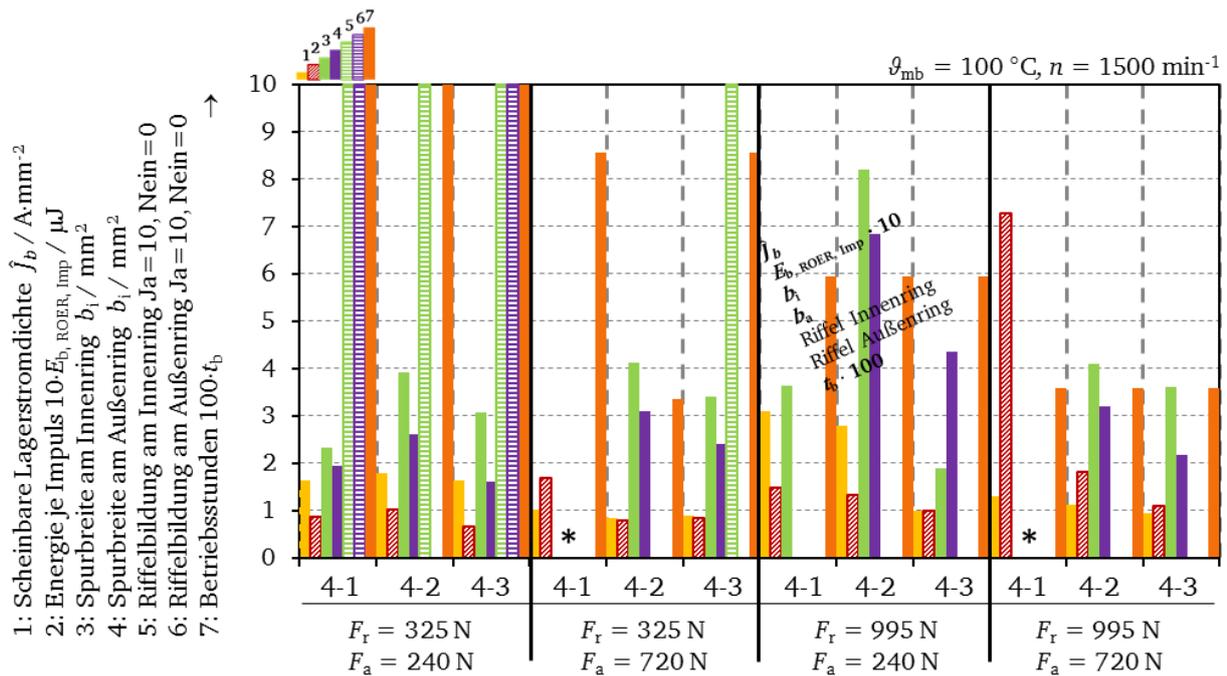


Abbildung C21: Wie Abbildung C20, jedoch Drehzahl $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ (* keine Werte zur Verfügung, da zur Analyse an *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* gesandt) [95], [96]

Anhang D. Vergleich der berechneten und gemessenen Lagerkapazität

Schmierstoff G1:

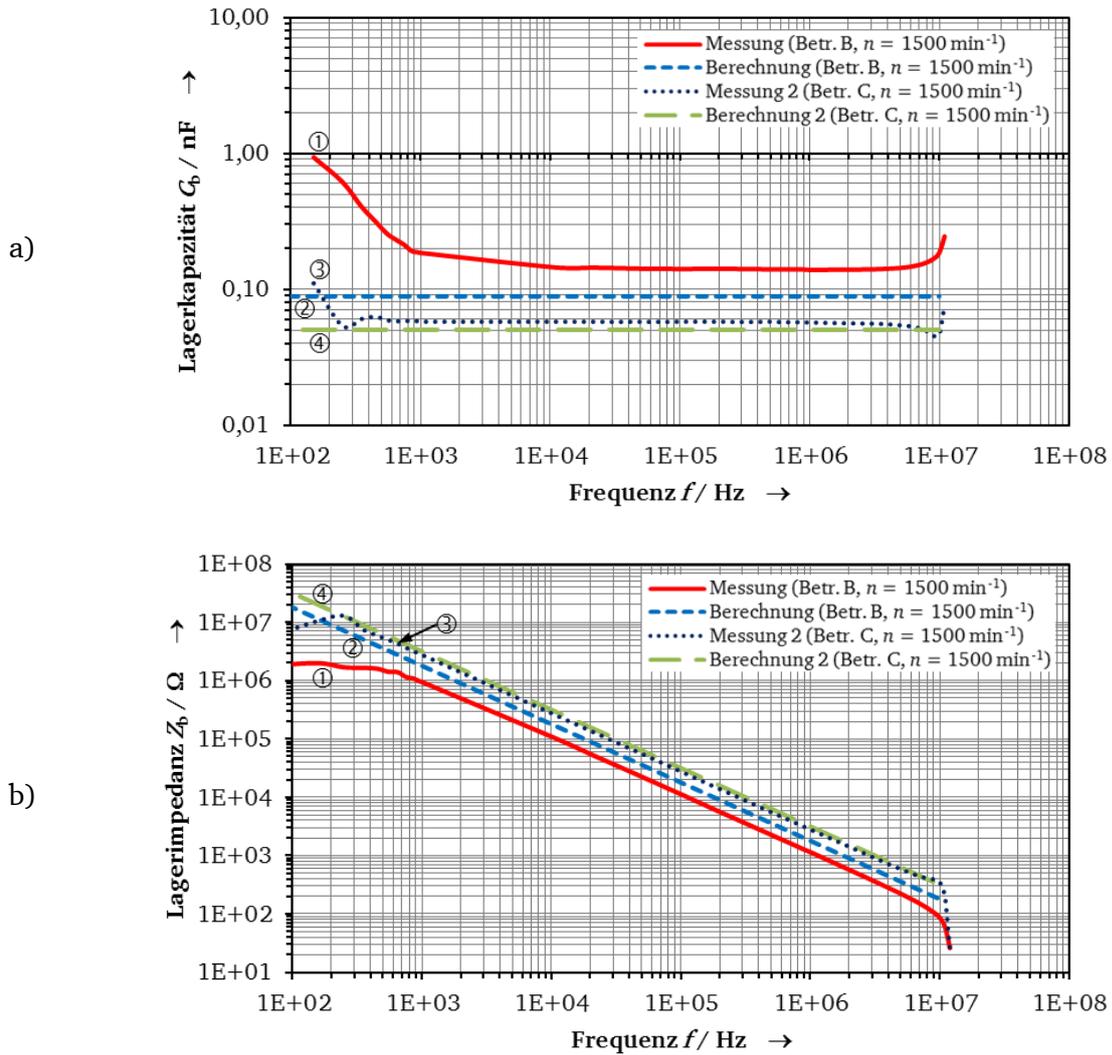


Abbildung D1: Vergleich a) der gemessenen und berechneten Lagerkapazität und b) des gemessenen und berechneten Lagerwiderstands für den Betriebszustand B ($F_r = 1332 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, gemessen: rote Linie (—), ①; berechnet: blaue Linie (---), ②) und für den Betriebszustand C ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 350 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, gemessen: dunkel blaue Linie (···), ③; berechnet: grüne Linie (---), ④) für den Schmierstoff G1 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$ [95], [96]

Schmierstoff G3:

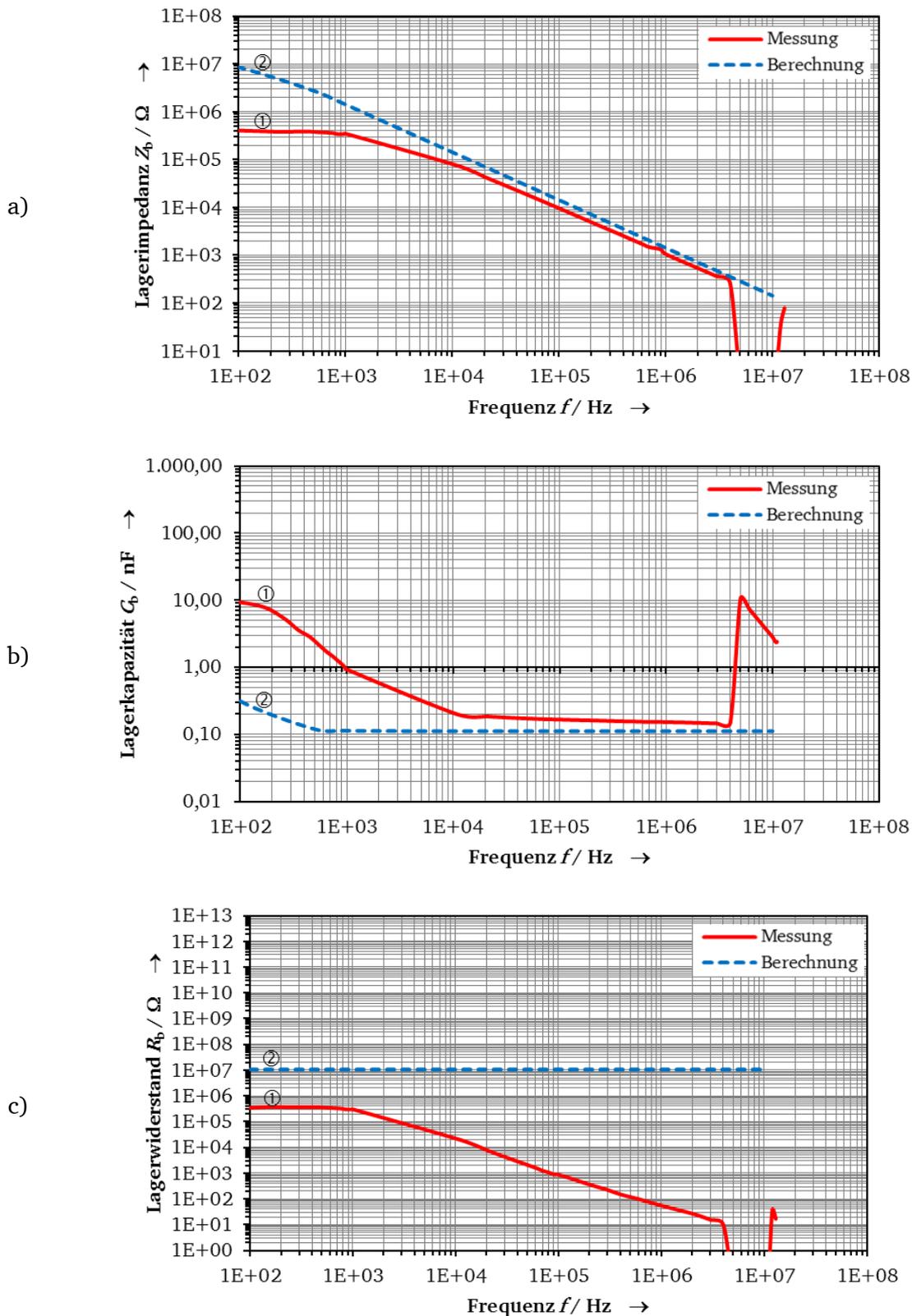


Abbildung D2: Vergleich der gemessenen (rote Linie (—), ①) und berechneten (blaue Linie (---), ②) a) Impedanz, b) Lagerkapazität und c) des gemessenen und berechneten Lagerwiderstands für den Betriebszustand A4 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 80 \text{ °C}$) für den Schmierstoff G3 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$.

Schmierstoff G4:

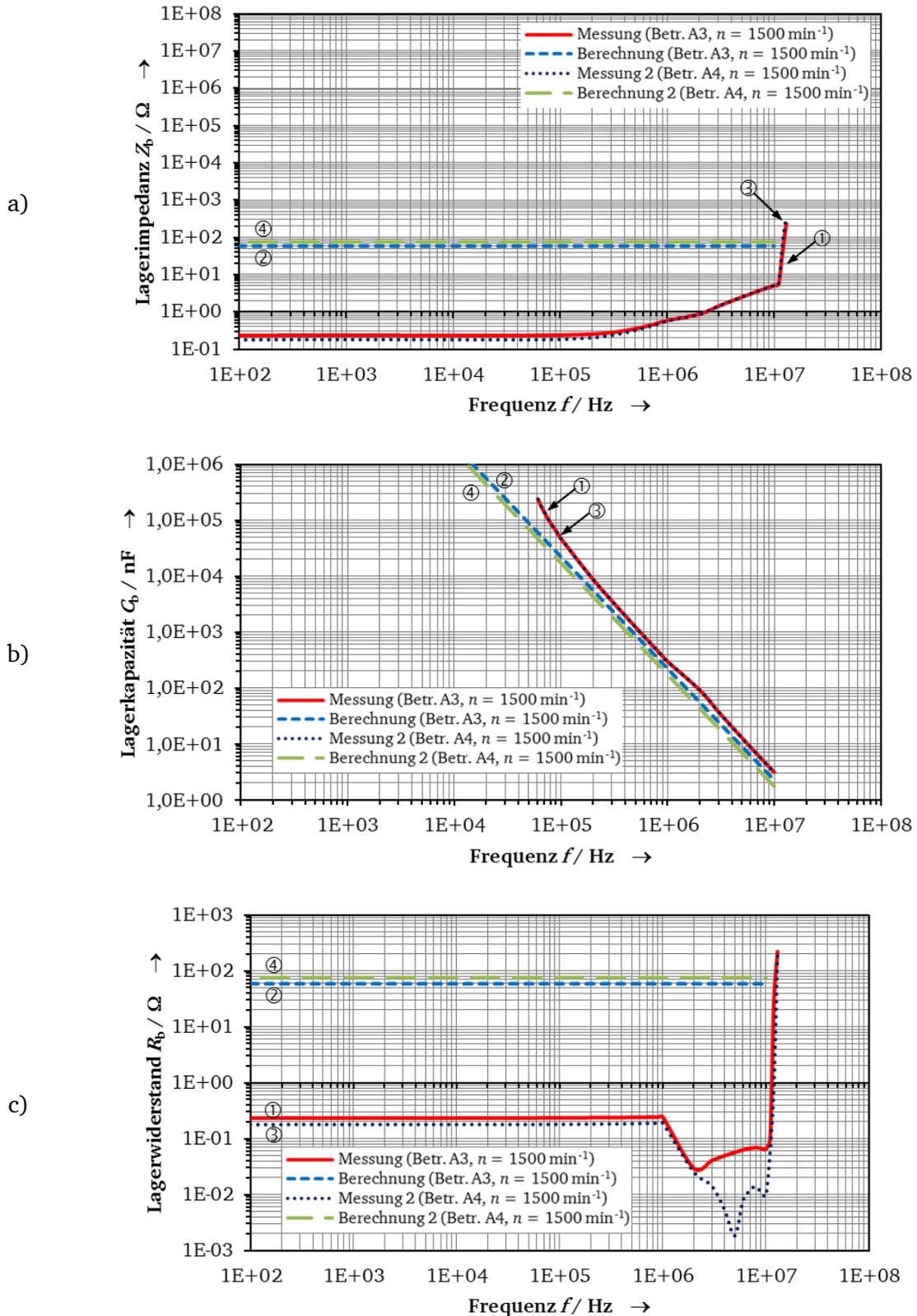


Abbildung D3: Vergleich der gemessenen und berechneten a) Impedanz, b) Lagerkapazität und c) des gemessenen und berechneten Lagerwiderstands für den Betriebszustand A4 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 80 \text{ °C}$, gemessen: rote Linie (—), ①; berechnet: blaue Linie (- - -), ②) und für den Betriebszustand A3 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1000 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ °C}$, gemessen: dunkel blaue Linie (⋯), ③; berechnet: grüne Linie (- - -), ④) für den Schmierstoff G4 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$.

Schmierstoff G5:

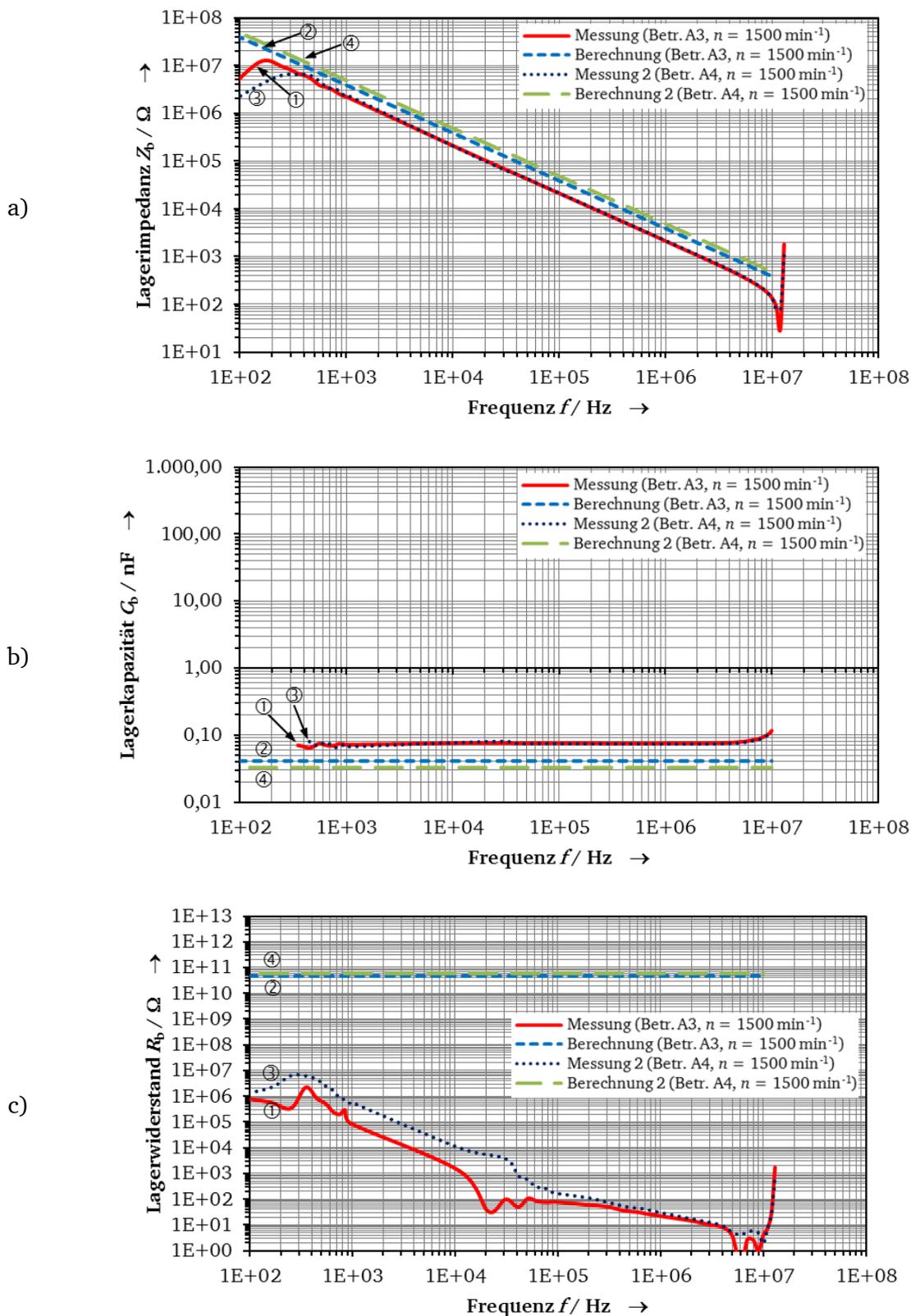


Abbildung D4: Vergleich der gemessenen und berechneten a) Impedanz, b) Lagerkapazität und c) des gemessenen und berechneten Lagerwiderstands für den Betriebszustand A4 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 80 \text{ }^\circ\text{C}$, gemessen: rote Linie (—), ①; berechnet: blaue Linie (- - -), ②) und für den Betriebszustand A3 ($F_r = 335 \text{ N}$, $F_a = 50 \text{ N}$, $n = 1000 \text{ min}^{-1}$, $\vartheta_{mb} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, gemessen: dunkel blaue Linie (· · ·), ③; berechnet: grüne Linie (—), ④) für den Schmierstoff G5 und den Lagertyp 6205 C3 für $k_r = k_c = 1$.

Anhang E. Programm zur Lagerimpedanz-Berechnung [95], [96]

Eine programmtechnische Umsetzung der Lagerimpedanz-Berechnung für Rillenkugellager wurde zunächst bei der Forschergruppe DFG-FOR 575 realisiert [95] und später in [96] weiterentwickelt um die Betriebsparameter analytisch schnell darzustellen. Die Ergebnisse und die Programmerweiterung aus [96] ermöglichten die Vorhersage von Drehzahlbereichen mit EDM- oder Zirkular-Lagerstrom. Alle Programmierungen wurden mit *Matlab*[®] durchgeführt.

Erste Berechnungsvorschriften wurden in [95] programmiert. Im Rahmen von Studien- bzw. Bachelor- und Diplom-/Masterarbeiten [104], [105], [110], [113] wurde zunächst die grafische Oberfläche erstellt und gleichzeitig die Programmstruktur des Quellcodes angepasst. In [110] wurde die Lastberechnung nach *Harris* inkl. der Kraftberechnung auf jeden Wälzkörper ergänzt. Abschließend wurde die Schmierfilmbewertung und die Validierung des Gesamtprogrammes in [113] durchgeführt. Die Validierung war insbesondere durch die Arbeiten in [96] möglich, bei dem der Lehrstuhl *Maschinenelemente und Getriebetechnik (MEGT)* der TU Kaiserslautern die Vergleichswerte zur Verfügung gestellt hat

Das Programm ermöglicht für Rillenkugellager die Berechnung der Lagerimpedanz, des Lagerwiderstandes und der Lagerkapazität in Abhängigkeit der Betriebsparameter und der Frequenz. Über Datenbanken (Excel-Dateien) werden die Lagergeometrie und die Schmierstoffdaten in das Programm geladen. Mit der Software ist es möglich, die Lagerimpedanz und die Impedanzen jedes Wälzkörpers in Abhängigkeit der am Lager anstehenden Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“ zu berechnen. Abbildung E1 zeigt die Programmoberfläche nach dem Start. Auf der linken Seite werden die Lager- und Schmierstoffdaten aus der Datenbank gewählt. Weiter werden die Betriebsparameter „Drehzahl“, „Lagertemperatur“, „radiale“ und „axiale Lagerbelastung“ eingegeben. Danach wird die Gesamtimpedanz des Lagers berechnet. Die dargestellten mechanischen Daten sind die berechneten Ergebnisse für den maximal belasteten Wälzkörper. Es kann zwischen dem Algorithmus nach *Harris* und nach *Hertz* gewählt werden. Der Unterschied zwischen den Algorithmen nach *Hertz* und *Harris* ist die zur Berechnung der Druckellipse herangezogene Belastung der Wälzkörper. Beim Algorithmus nach *Hertz* wird eine Lastverteilung von 180° verwendet, aus der dann die Wälzkörperbelastung bei Symmetriestellung (ein Wälzkörper trägt die Hauptlast) berechnet wird. Die aus dieser Berechnung stammende Druckellipse wird dann für alle in der Lastzone befindlichen Wälzkörper verwendet. Beim Algorithmus von *Harris* wird eine vollständige Lastverteilungsrechnung auf jeden Wälzkörper durchgeführt. Es werden mit Verwendung der einzelnen Wälzkörperbelastungen alle gewünschten Größen für diesen Wälzkörper bestimmt. Die Berechnung mit dem Algorithmus nach *Hertz* führt zwangsläufig zu einer Unterschätzung der scheinbaren Lagerstromdichte und zu einer zu kleinen Lagerimpedanz. Die gepflegte Kraftberechnung nach *Harris* wurde mit berechneten Werten des Lehrstuhls *MEGT* verglichen und validiert (Tabelle E1). Die Abweichungen sind kleiner als ein Prozent.

Bei der Validierung der Schmierfilmberechnung wurden die Ergebnisse mit den Berechnungen mit *ADAMS* des Lehrstuhls *MEGT* verglichen. Hier zeigten sich Abweichungen bis zu 25 %. Mit Zunahme der Drehzahl wurde die Schmierfilmhöhe beim Programm überschätzt. Mit Einfluss der Lagerbelastung wurde die Schmierfilmhöhe im Vergleich zu den Ergebnissen nach *ADAMS* unterschätzt.

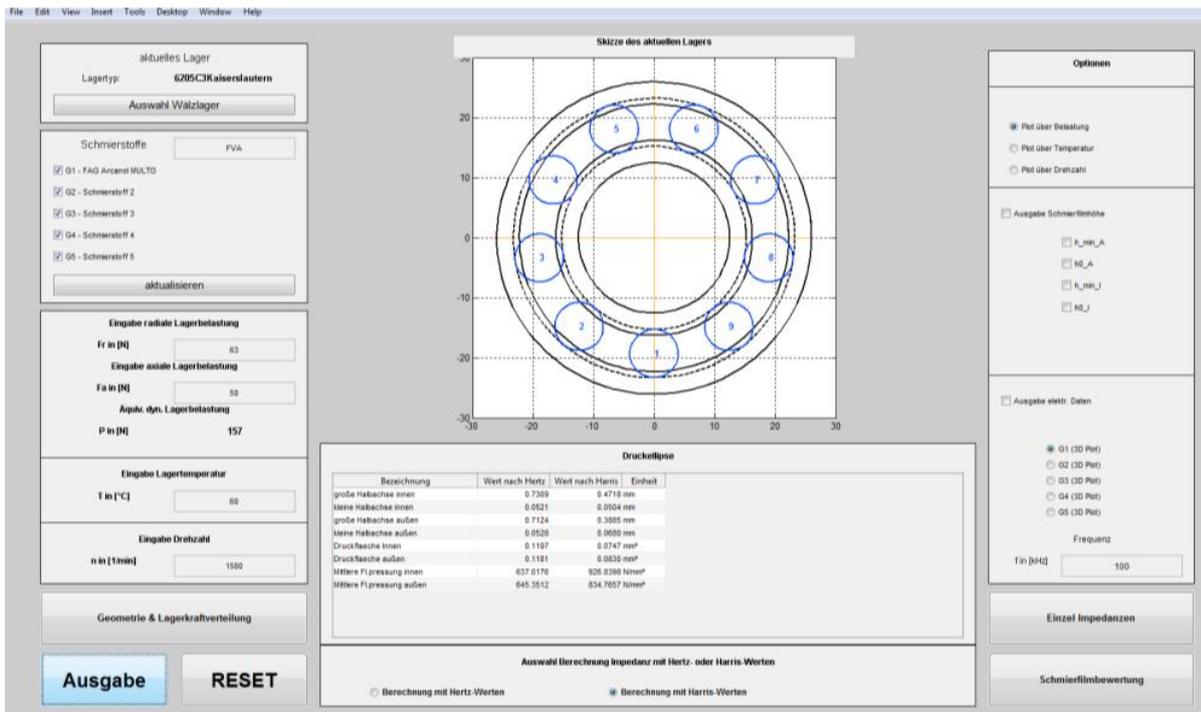


Abbildung E1: Oberfläche des Lagerimpedanz-Berechnungstools; Eingabeparameter: Drehzahl, Lagertemperatur, radiale und axiale Kraft auf das Lager, Schmierstoffdaten, Lagergeometrie [96]

Zu Beginn jeder Berechnung ist die Lagergeometrie des Lagers zu wählen. Die Auswahl des Lagers wird über die Bedienoberfläche „Auswahl Wälzlager“ aufgerufen. Es öffnet sich das in Abbildung E2 dargestellte Fenster. Mit der Eingabe des Namens des Reiters aus der Excel-Tabelle (hier: „6205C3Kaiserslautern“; siehe Abbildung E6) im Feld „Bezeichnung“ und der Betätigung von „Daten aktualisieren“ wird die Geometrie des Lagers ins Programm geladen. Die Geometriedaten werden solange verwendet, bis eine neue Lagergeometrie geladen wird. Das Übersichtsfenster ermöglicht die Überprüfung der geladenen Daten.

Es können bis zu fünf Schmierstoffe gleichzeitig berechnet werden, sodass Vergleiche zwischen den Schmierstoffen durchgeführt werden können. Die Daten werden in der Datenbank als Excel-Tabelle eingetragen. Über den Namen des Reiters wird der Inhalt dieser Datei in das Lagerimpedanz-Berechnungstool geladen (hier „FVA“; siehe Abbildung E1).

Die im Hauptprogramm berechneten Ergebnisse können über die rechts angeordnete Auswahlleiste grafisch in einem Diagramm in Abhängigkeit des ausgewählten Schmierstoffs dargestellt werden. Die Ergebnisse der berechneten Schmierfilmhöhe (2D-Darstellung (Abbildung E4) oder die Lagerimpedanz (3D-Darstellung (Abbildung E5)) können in Abhängigkeit der „Belastung“, „Temperatur“ oder „Drehzahl“ dargestellt werden.

Lagertyp	
Bezeichnung:	6205C3Kaiserlautern
Außendurchmesser	
D1 [mm]	52
Bohrungsdurchmesser	
D2 [mm]	25
Anzahl der Rollkörper	
Z	9
Rollkörperdurchmesser	
DW [mm]	8
Rillradius Innenring	
RJ [mm]	4,16
Rillradius Außenring	
RA [mm]	4,24
radiales Lagerspiel	
GR [mm]	0,013
Durchmesser Laufbahn Innen	
DII [mm]	30,508
Durchmesser Laufbahn Außen	
DAI [mm]	46,516
Daten aktualisieren	
Zurück	

Rillenkugellager	Typ:	6316C3	Hersteller:	Schaeffler
Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit	Bemerkung
Außendurchmesser des Lagers	D ₁	170	mm	
Bohrungsdurchmesser des Lagers	D ₂	80	mm	
Anzahl der Rollkörper	Z	8		
Durchmesser des Rollkörpers	D _W	33	mm	
Radius der inneren Laufbahn	R _J	17,16	mm	0,52*D _W nach ISO
Radius der äußeren Laufbahn	R _A	17,49	mm	0,53*D _W nach ISO
radiales Lagerspiel	GR	0,038	mm	typisch oder mittleres
radiales Lagerspiel minimal	G _{R,min}	0,025	mm	
radiales Lagerspiel maximal	G _{R,max}	0,051	mm	
D _{A,min}	DJI	91,981	mm	aus Zeichnung
D _{A,max}	DAI	158,019	mm	aus Zeichnung

Abbildung E2: Lagerimpedanz-Berechnungstool – Hauptprogramm – Auswahl des Wälzlagers und der dazugehörige Datenbankauszug (Excel-Datei) [96]

	G1	G2	G3	G4	G5	Einheit
Fett	FAG Arcanol MULTI3	Schmierstoff 2	Schmierstoff 3	Schmierstoff 4	Schmierstoff 5	
Grundöl	Mineralöl					
Verdicker	Lithium					
Gebrauchstemperturbereich	-30 140					°C
Tropfpunkt	190					°C
niedrige Temperatur	20					°C
Dichte niedrige Temperatur	900					g/dm³
hohe Temperatur	100					°C
Dichte hohe Temperatur	853,2					g/dm³
Grundölviskosität bei 40°C	100					mm²/s
Grundölviskosität bei 100°C	12,5					mm²/s
Walkpenetration	220 bis 250					0,1 mm
Drehzahlkennwert	500000					mm/min
spezifischer Widerstand relative Permittivität	1E+13 2					Ωcm
Farbe	gelblich					
Besonderheiten						
Partikelgröße 90%						
Partikelgröße 10%						
Partikelgröße 5%						

Abbildung E3: Lagerimpedanz-Berechnungstool – Hauptprogramm – Auswahl des Schmierstoffs – Datenbankauszug (Excel-Datei) [96]

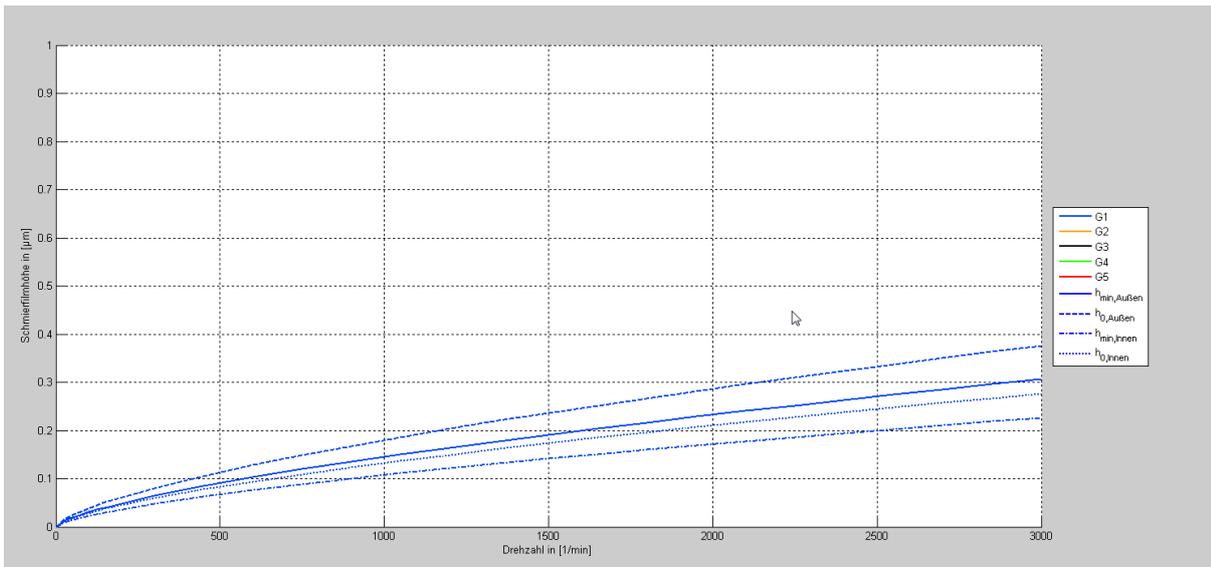


Abbildung E4: Lagerimpedanz-Berechnungstool – Hauptprogramm – Darstellung der berechneten Schmierfilmdicken h_0 (h_0 Außen) und h_{\min} (h_{\min} Außen) am Außenring, sowie h_0 (h_0 Innen) und h_{\min} (h_{\min} Innen) am Innenring in Abhängigkeit der Drehzahl n , Schmierstoff G1, Lagertyp: 6205 C3, radialen Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N und mittlere Lagertemperatur $\vartheta = 60$ °C [96]

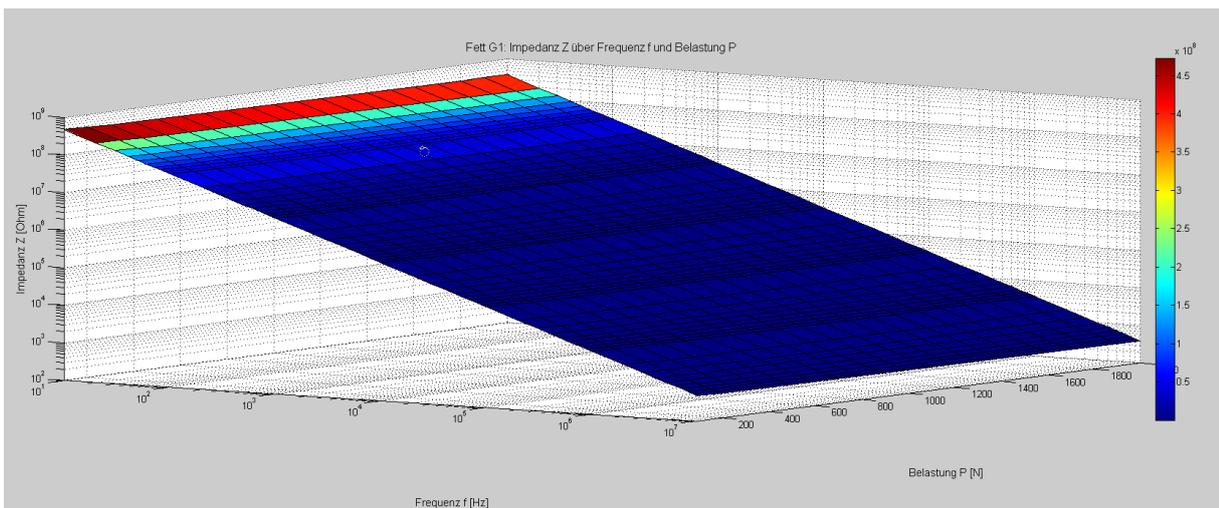


Abbildung E5 Abbildung 8-1: Lagerimpedanz-Berechnungstool – Hauptprogramm – Darstellung der berechneten Lagerimpedanz in Abhängigkeit von elektrischer Frequenz (links) und Lagerbelastung (rechts), für den Schmierstoff G1, Lagertyp 6205 C3, Drehzahl $n = 1500$ min⁻¹ und mittlere Lagertemperatur $\vartheta = 60$ °C [96]

Die im Hauptprogramm durchgeführten Berechnungen geben eine erste Übersicht. Für genauere Berechnungen sind drei Unterprogramme aus dem Hauptprogramm aufrufbar, nämlich

- Geometrie & Lagerkraftverteilung
- Einzel-Impedanzen
- Schmierfilmbewertung

In das Unterprogramm „Schmierfilmbewertung“ sind die Erkenntnisse aus diesem Vorhaben eingeflossen. Die Unterprogramme werden im Folgenden vorgestellt:

Unterprogramm: Geometrie & Lagerkraftverteilung

Mit dem Ausführen des Unterprogramms „Geometrie und Lagerkraftverteilung“ öffnet sich die in Abbildung E6 dargestellte Programm-Oberfläche. Innerhalb der Oberfläche kann eine vollständige mechanische Berechnung des Lagers durchgeführt werden. Bei der Berechnung kann zwischen symmetrischer Lage und Versatzstellung der Wälzkörper gewählt werden. Das Unterprogramm berechnet die auf die einzelnen Wälzkörper wirkenden Kräfte in Abhängigkeit der radialen und axialen Lagerbelastung. Eine Eingabe der Werte der axialen Lagerbelastung ist nur dann sinnvoll, wenn diese sich auch bei der Berechnung der äquivalenten Lagerbelastung auswirkt. Wird dennoch eine axiale Lagerbelastung angegeben, so erscheint folgende Fehlermeldung: „Achtung! Ergebnis möglicherweise falsch. Werte für Epsilon, J_r und J_a können nicht definiert werden.“ Um dann eine Berechnung durchzuführen, ist es notwendig, dass der Eingabewert der axialen Lagerbelastung mit dem Zahlenwert „0“ eingesetzt wird. Über eine Option (im Fenster unten rechts) besteht die Möglichkeit, die Ergebnisse in einer Datei zu speichern.

Die gewonnenen Ergebnisse des Unterprogramms „Geometrie & Lagerkraftverteilung“ werden in den Unterprogrammen „Einzelimpedanzen“ und „Schmierfilmbewertung“ ebenfalls verwendet und dort aus den Unterprogrammen direkt aufgerufen.

aktuelles Lager
Lagertyp: 6205C3Kaiserslautern

Eingabe radiale Lagerbelastung
Fr in [N]: 63

Eingabe axiale Lagerbelastung
Fa in [N]: 50

Aquiv. dyn. Lagerbelastung
P in [N]: 157

Lagerstellung
 Symmetrischstellung
 Versatzstellung

Skizze des aktuellen Lagers

Kraft auf die Kugeln in [N]

1.)	48.1741
2.)	42.3096
3.)	33.0436
4.)	23.4794
5.)	17.8512
6.)	17.8512
7.)	23.4794
8.)	33.0436
9.)	42.3096

Lagergeometrie & Zwischengroßen

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Talbohrdurchmesser	d_m	38.5120	mm
Lagerluft	s_0	0.0080	mm
Krümmungsverhältnis am Innenring	f_i	0.5200	[-]
Krümmungsverhältnis am Außenring	f_o	0.5300	[-]
Abstand zw. Mittelpunkten d. Krümmungsradien	A	0.4000	mm
Gesamtkrümmung des Lagers	B	0.0500	mm
Nenndruckwinkel	α_0	8.1008	degree
Betriebsdruckwinkel	α	10.2445	degree
Vollständig elliptisches Integral 1. Art WK-R	$F^{(K_{WK,R})}$	3.6300	[-]
Vollständig elliptisches Integral 2. Art WK-R	$E^{(K_{WK,R})}$	1.0179	[-]
Vollständig elliptisches Integral 1. Art WK-AR	$F^{(K_{WK,AR})}$	3.1461	[-]
Vollständig elliptisches Integral 2. Art WK-AR	$E^{(K_{WK,AR})}$	1.0408	[-]
Krümmungsdifferenz WK-R	$0,08^{(K_{WK,R})}$	0.9407	1/mm
Krümmungsdifferenz WK-AR	$0,08^{(K_{WK,AR})}$	0.8722	1/mm
Achsenverhältnis Kappa WK-R	$\kappa_{WK,R}$	9.3574	[-]
Achsenverhältnis Kappa WK-AR	$\kappa_{WK,AR}$	5.7159	[-]

Druckellipse WK(1)

Bezeichnung	Symbol	Wert nach Harris	Einheit
große Halbachse innen	$a_{WK,R}$	0.4718	mm
kleine Halbachse innen	$b_{WK,R}$	0.0504	mm
große Halbachse außen	$a_{WK,AR}$	0.3885	mm
kleine Halbachse außen	$b_{WK,AR}$	0.0680	mm
Druckflache innen	$A_{WK,R}$	0.0747	mm ²
Druckflache außen	$A_{WK,AR}$	0.0830	mm ²

Pfad der Exceltabelle, in die gespeichert werden soll

Tabellenpfad: F:\Meine Dokumente\FVA\Ausgabe\LagergeometrieKraft.xlsx

Sheetname: 6205C3Kaiserslautern_07-Jul-2014

AUTO Name

Speichern

Abbildung E6: Wie Abbildung E1, jedoch: Oberfläche des Lagerimpedanz-Berechnungstools – Unterprogramm: Geometrie & Lagerkraftverteilung [96]

Zur Validierung der Berechnung der Kraftverteilung auf die einzelnen Wälzkörper wurden für die gleiche Lagergeometrie eines Lagers 6205 C3 bei dem Lehrstuhl *MEGT* mehrere Berechnungen durchgeführt. Tabelle E2 zeigt den Vergleich der Ergebnisse für eine Berechnung des Lagertyps 6205 C3 mit einer radialen Lagerbelastung F_r von 63 N und einer axialen Lagerbelastung F_a von 50 N. Zwischen beiden Ergebnissen besteht eine Differenz mit einer relativen Abweichung von maximal 0,5 %. Die relative Abweichung für den maximal belasteten Wälzkörper beträgt 0,02 %.

Lagergeometrie & Zwischengrößen			
Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Teilkreisdurchmesser	d_m	38.5120	mm
Lagerluft	P_d	0.0080	mm
Krümmungsverhältnis am Innenring	f_i	0.5200	[-]
Krümmungsverhältnis am Außenring	f_o	0.5300	[-]
Abstand zw. Mittelpunkten d. Krümmungsradien	A	0.4000	mm
Gesamtkrümmung des Lagers	B	0.0500	mm
Nenndruckwinkel	α_0	8.1096	degree
Betriebsdruckwinkel	α	10.2445	degree
Vollständig elliptisches Integral 1. Art WK-IR	$F(K_{WK-IR})$	3.6300	[-]
Vollständig elliptisches Integral 2. Art WK-IR	$E(K_{WK-IR})$	1.0179	[-]
Vollständig elliptisches Integral 1. Art WK-AR	$F(K_{WK-AR})$	3.1461	[-]
Vollständig elliptisches Integral 1. Art WK-AR	$E(K_{WK-AR})$	1.0406	[-]
Krümmungsdifferenz WK-IR	$cosT_{WK-IR}$	0.9407	1/mm
Krümmungsdifferenz WK-AR	$cosT_{WK-AR}$	0.8722	1/mm
Achsenverhältnis Kappa WK-IR	K_{WK-IR}	9.3574	[-]
Achsenverhältnis Kappa WK-AR	K_{WK-AR}	5.7159	[-]

Druckellipse WK(1)			
Bezeichnung	Symbol	Wert nach Harris	Einheit
große Halbachse innen	a_{WK-IR}	0.4718	mm
kleine Halbachse innen	b_{WK-IR}	0.0504	mm
große Halbachse außen	a_{WK-AR}	0.3885	mm
kleine Halbachse außen	b_{WK-AR}	0.0680	mm
Druckflaeche Innen	A_{WK-IR}	0.0747	mm ²
Druckflaeche außen	A_{WK-AR}	0.0830	mm ²

Abbildung E7: Wie Abbildung E6, jedoch: Vergrößerung der Ausgabe „Lagergeometrie & Zwischengrößen“ und „Druckellipse WK(1)“ der Berechnungsergebnisse – Unterprogramm: Geometrie & Lagerkraftverteilung [96]

Tabelle E1: Vergleich der Berechnungsergebnisse für die Wälzkörperbelastung für den Lagertyp 6205 C3 bei einer radialen Lagerbelastung $F_r = 63$ N und einer axialen Lagerbelastung F_a von 50 N [96]

Wälzkörper Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Wälzkörperkraft (Programm) F / N	46,18	42,33	33,09	23,55	17,94	17,94	23,55	33,09	42,33
Wälzkörperkraft (MEGT) F / N	46,17	42,31	33,04	23,48	17,85	17,85	23,48	33,04	42,31
Differenz ΔF / N	0,01	0,02	0,05	0,07	0,09	0,09	0,07	0,05	0,02
Abweichung %	0,02	0,05	0,15	0,3	0,5	0,5	0,3	0,15	0,05

Tabelle E2: Vergleich der Berechnungsergebnisse für die Druckfläche für den Lagertyp 6205 C3, radiale Lagerbelastung $F_r = 63$ N, axiale Lagerbelastung $F_a = 50$ N [96]

Wälzkörper Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Innenring									
Fläche der Ellipse A / mm ² (MEGT)	0,0747	0,0705	0,0598	0,0477	0,0398	0,0398	0,0477	0,0598	0,0705
Fläche der Ellipse A / mm ² (Programm)	0,0747	0,0705	0,0598	0,0476	0,0397	0,0397	0,0476	0,0598	0,0705
Differenz ΔA / mm ²	0	0	0	0,0001	0,0001	0,0001	0,0001	0	0
Außenring									
Fläche der Ellipse A / mm ² (MEGT)	0,083	0,0783	0,0664	0,053	0,0442	0,0442	0,053	0,0664	0,0783
Fläche der Ellipse A / mm ² (Programm)	0,083	0,0783	0,0664	0,0529	0,044	0,044	0,0529	0,0664	0,0783
Differenz ΔA / mm ²	0	0	0	0,0001	0,0002	0,0002	0,0001	0	0
Abweichung %	-	-	-	0,19	0,45	0,45	0,19	-	-

Unterprogramm: Einzel-Impedanzen

Das Unterprogramm „Einzel-Impedanzen“ (Abbildung E8) wird über das Hauptfenster (Abbildung E1) aufgerufen. Im Unterprogramm „Einzelimpedanzen“ werden für jeden Wälzkörper die Impedanz und die gesamte Impedanz des Lagers berechnet. Die Lagerbelastung kann hier durch das Unterprogramm „Geometrie & Lastverteilung“ zur Verfügung gestellt werden. Es ist aber auch möglich, Lastverteilungen aus anderen Programmen einzugeben, sodass sich andere Lagerstellungen berechnen zu lassen. Die Ergebnisse der Einzelimpedanz sind im Fenster „Einzel-Impedanzen“ dargestellt. Sie enthalten alle Informationen zur Kontaktfläche jedes Wälzkörpers. Ein Vergleich der Berechnungsergebnisse der Kontaktfläche (Tabelle E2) und der maximalen mechanischen Kontaktspannung (Tabelle E3) mit Berechnungsergebnissen des Lehrstuhls MEGT zeigt, dass die Abweichung für die Kontaktflächenberechnung kleiner als 0,5 % und für die maximale Kontaktspannung kleiner als 0,16 % ist.

Tabelle E3: Vergleich der Berechnungsergebnisse für die maximale mechanische Kontaktspannung für den Lagertyp 6205 C3, radiale Lagerbelastung $F_r = 63 \text{ N}$, axiale Lagerbelastung $F_a = 50 \text{ N}$ [96]

Wälzkörper Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Innenring									
Kontaktspannung (MEGT) $\sigma_{\max} / \text{N} / \text{mm}^2$	926,86	900,34	829,41	740,55	676,27	676,27	740,55	829,41	900,34
Kontaktspannung (Programm) $\sigma_{\max} / \text{N} / \text{mm}^2$	926,84	900,23	829,03	739,78	675,19	675,19	739,78	829,03	900,23
Differenz $\Delta F / \text{N}$	0,02	0,11	0,38	0,772	1,08	1,08	0,772	0,38	0,11
Abweichung %	0,00	0,01	0,05	0,10	0,16	0,16	0,10	0,05	0,01
Außenring									
Kontaktspannung (MEGT) $\sigma_{\max} / \text{N} / \text{mm}^2$	834,78	810,9	747,02	666,98	609,09	609,09	666,98	747,02	810,9
Kontaktspannung (Programm) $\sigma_{\max} / \text{N} / \text{mm}^2$	834,77	810,8	746,67	666,29	608,12	608,12	666,29	746,67	810,8
Differenz $\Delta F / \text{N}$	0,01	0,1	0,35	0,69	0,97	0,97	0,69	0,35	0,1
Abweichung %	0,00	0,01	0,05	0,10	0,16	0,16	0,10	0,05	0,01

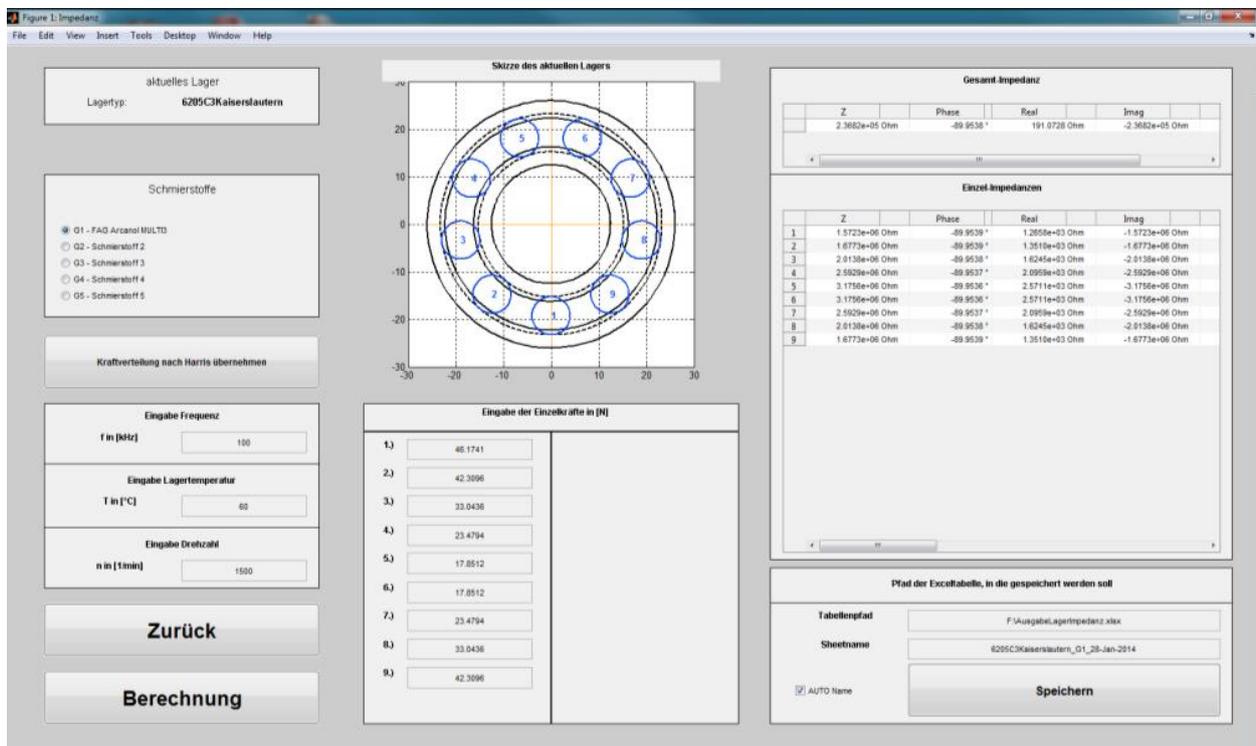


Abbildung E8: Wie Abbildung E1, jedoch: Oberfläche des Lagerimpedanz-Berechnungstools – Unterprogramm „Einzel-Impedanzen“ [96]

Gesamt-Impedanz						
	Z	Phase	Real	Imag	C	
	4.3599e+04 Ohm	-90.0000 °	0.0301 Ohm	-4.3599e+04 Ohm	3.6504e-11 F	

Einzel-Impedanzen						
	Z	Phase	Real	Imag	C	
1	2.9041e+05 Ohm	-90.0000 °	0.2009 Ohm	-2.9041e+05 Ohm	5.4804e-12 F	
2	3.0956e+05 Ohm	-90.0000 °	0.2140 Ohm	-3.0956e+05 Ohm	5.1413e-12 F	
3	3.7085e+05 Ohm	-90.0000 °	0.2560 Ohm	-3.7085e+05 Ohm	4.2917e-12 F	
4	4.7608e+05 Ohm	-90.0000 °	0.3280 Ohm	-4.7608e+05 Ohm	3.3430e-12 F	
5	5.8172e+05 Ohm	-90.0000 °	0.4001 Ohm	-5.8172e+05 Ohm	2.7359e-12 F	
6	5.8172e+05 Ohm	-90.0000 °	0.4001 Ohm	-5.8172e+05 Ohm	2.7359e-12 F	
7	4.7608e+05 Ohm	-90.0000 °	0.3280 Ohm	-4.7608e+05 Ohm	3.3430e-12 F	
8	3.7085e+05 Ohm	-90.0000 °	0.2560 Ohm	-3.7085e+05 Ohm	4.2917e-12 F	
9	3.0956e+05 Ohm	-90.0000 °	0.2140 Ohm	-3.0956e+05 Ohm	5.1413e-12 F	

Abbildung E9: Wie Abbildung E8 in, jedoch: Vergrößerung der Ausgabe „Gesamt-Impedanz“ und „Einzelimpedanzen“ der Berechnungsergebnisse – Unterprogramm: „Einzel-Impedanzen“ [96]

Unterprogramm: Schmierfilmbewertung

Das Unterprogramm „Schmierfilmbewertung“ verwendet die Erkenntnisse aus den vorangegangenen Kapiteln. Mit Hilfe der Schmierfilmbewertung soll es dem Anwender ermöglicht werden, im Auslegungsprozess Drehzahlbereiche mit a) EDM-Lagerströmen und b) Zirkular-Lagerströmen zu erkennen und die Auslegung des Lagers so durchzuführen, dass der Drehzahl-Betriebsbereich des Lagers mit dem Lagerstrom-Bereich eine möglichst kleine Überdeckung aufweist. Für Rotor-Erd-Lagerströme wurde gezeigt, dass diese unabhängig von der Schmierfilmhöhe auftreten. Daher ist der im Unterprogramm Schmierfilmberechnung gewählte Ansatz nicht für Rotor-Erd-Lagerströme verwendbar.

Das Unterprogramm „Schmierfilmbewertung“ basiert auf der Berechnung der Schmierzustände und der Berechnung der Grenzen der Durchschlagsfeldstärken. Als Eingangsparameter werden der quadratische Mittenrauwert R_q für den Innen- und Außenring und den Wälzkörper sowie die maximal über dem Lager abfallende elektrische Spannung benötigt. Für den quadratischen Mittenrauwert R_q sind Messwerte aus dem Forschungsvorhaben für ein neues Lager und ein Lager mit Riffeln (Ausfalllager) zur Berechnung hinterlegt. Es ist auch möglich, eigene Werte anzugeben. Die Lagerbelastung und Lagertemperatur sind als Eingangsparameter ebenfalls anzugeben. Das Programm berechnet dann die Schmierzustände und zeigt diese grafisch über der Drehzahl an.

Curriculum Vitae

Yves Gemeinder

geboren am 09. Oktober 1981
in Bad Soden a. Ts.

Schulbildung

1988 - 1992: Franz-Leuninger-Schule Mengerskirchen
1992 - 1998: Gymnasium Philippinum Weilburg
1998 - 2001: Peter-Paul-Cahensly-Schule Limburg
Berufsbezogenes Gymnasium
Schwerpunkt Elektrotechnik

Studium

10/2002 – 05/2006 Grundstudium
Elektrotechnik und Informationstechnik
Technische Universität Darmstadt
05/2006 – 10/2009 Hauptstudium
Elektrotechnik und Informationstechnik
Fachrichtung Allgemeine Elektrotechnik
Technische Universität Darmstadt

Berufliche Tätigkeit

11/2009 - Wissenschaftlicher Mitarbeiter
Institut für Elektrische Energiewandlung
Technische Universität Darmstadt

Riedstadt, den 07.03.2016