

Tribologie an Oberflächen mit maßgeschneidertem topographischem Design

Dissertation

zur Erlangung des Grades
des Doktors der Ingenieurwissenschaften
der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät III
Chemie, Pharmazie, Bio- und Werkstoffwissenschaften
der Universität des Saarlandes



von

Andreas Rosenkranz

August 2014

Tag des Kolloquiums:	29.01.2015
Dekan:	Prof. Dr. Dirk Bähre
Berichterstatter:	Prof. Dr. Frank Mücklich Prof. Dr. Matthias Nienhaus Prof. Dr. Gerhard Hirt
Vorsitz:	Prof. Dr. Christian Motz
Akad. Mitarbeiter:	Dr. Michael Marx

*„ Wenn die Zeit kommt, in der man könnte,
ist die Zeit vorbei, in der man kann“*

(Dieter Nuhr)

Hiermit erkläre ich an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbst und nur mit den angegebenen Hilfsmitteln angefertigt habe.

Saarbrücken, August 2014

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	V
Danksagung.....	VIII
Symbol- und Abkürzungsverzeichnis	X
Liste der verwendeten Symbole	X
Abkürzungsverzeichnis.....	XV
Kurzzusammenfassung	XVII
Abstract	XVIII
1. Einleitung.....	1
1.1 Motivation	1
1.2 Aufgabenstellung und Ziele	4
1.3 Gliederung der Dissertation	5
2. Theoretische Grundlagen Laser.....	6
2.1 Prinzip der Güteschaltung (Q-Switching)	7
2.2 Prinzip der Modenkopplung	9
2.2.1 Aktive Modenkopplung	12
2.2.2 Passive Modenkopplung	14
2.3 Laser-Material-Wechselwirkung	16
2.4 Grundlagen Laserinterferenzstrukturierung (LIS)	18
3. Theoretische Grundlagen Tribologie	24
3.1 Das Tribosystem	28
3.2 Die technische Oberfläche und Parameter zu deren Beschreibung	30
3.3 Die grundlegenden Reib- und Verschleißmechanismen	36
3.4 Das Einlaufverhalten von tribologischen Systemen	42
3.5 Die unterschiedlichen Reibregime	45
3.6 Mathematische Beschreibung tribologischer Kontaktprobleme	50
3.6.1 Das Hertz'sche Kontaktmodell für trockene Reibung	50
3.6.2 Die Reynolds-Gleichung unter hydrodynamischen Bedingungen	51

3.7	Einfluss einer Oberflächenstrukturierung auf die tribologischen Eigenschaften in verschiedenen Reibregimen – Stand der Forschung.....	57
3.7.1	Trockene Reibung.....	57
3.7.2	Grenz- und Mischreibung.....	61
3.7.3	Elastohydrodynamische Reibung (EHL).....	65
3.7.4	Hydrodynamik	68
4.	Experimentelle Durchführung und Methoden.....	74
4.1	Probenmaterial.....	74
4.2	Oberflächenstrukturierung.....	75
4.2.1	Gepulster Nanosekundenlaser	75
4.2.2	Gepulster Ultrakurzpulslaser.....	77
4.3	Tribometrie.....	79
4.3.1	Nanotribometer	79
4.3.2	Mikrotribometer.....	80
4.3.3	Elastohydrodynamischer Versuchsstand	82
4.3.4	Hydrodynamischer Versuchsstand.....	83
4.4	Probencharakterisierung.....	85
4.4.1	Weißlichtinterferometrie (WLI) und Lichtmikroskopie.....	85
4.4.2	Rasterelektronenmikroskopie (REM), fokussierte Ionenstrahlmikroskopie (FIB), energiedispersive Röntgenspektroskopie (EDX) und Rückstreuungselektronenbeugung (EBSD)	86
4.4.3	Mikrohärtemessung und Nanoindentation	87
4.4.4	Ramanspektroskopie	88
4.4.5	Infrarotspektroskopie (IR-Spektroskopie).....	89
4.4.6	Röntgenphotoelektronenspektroskopie (XPS).....	90
4.4.7	Atomsondentomographie (APT)	90
4.4.8	Verschleißpartikelanalyse	91
5.	Ergebnisse und Diskussion	92
5.1	Trockene Reibung.....	92
5.1.1	Topographische, chemische und mikrostrukturelle Charakterisierung des Gegenkörpers (100Cr6-Kugel).....	93

5.1.2	Topographische, chemische und mikrostrukturelle Charakterisierung des Grundkörpers (Stahlsubstrat).....	97
5.1.3	Konzeption und experimentelle Realisierung eines Positioniersystems	109
5.1.4	Untersuchung des Einflusses der relativen Orientierung abhängig von der Anzahl der Reibzyklen ¹	111
5.2	Mischreibung.....	127
5.2.1	Chemische und elektrische Charakterisierung des verwendeten Schmieröls	127
5.2.2	Aufbau und Validierung eines Versuchsstands zur Bestimmung des Festkörpertraganteils unter Mischreibungsbedingungen ²	134
5.2.3	Tribologische Untersuchungen an unstrukturierten und laser-strukturierten Oberflächen	150
5.3	Elastohydrodynamische Reibung	171
5.4	Hydrodynamische Reibung.....	185
5.4.1	Kalibration des Versuchsstands.....	185
5.4.2	Probenherstellung und Experimentdesign.....	189
5.4.3	Tribologische Ergebnisse	195
5.5	Laserstrukturierung in hochbelasteten Konstruktionselementen	204
5.5.1	Kolbenring eines Quetschöldämpfers in einer Flugzeugturbine.....	204
5.5.2	Axialzylinderrollenlager	212
6.	Zusammenfassung und Ausblick	222
6.1	Quasiperiodische Penrosemuster zur gezielten Reibsteuerung	226
6.2	Multiskalig-strukturierte Oberflächen zur Erzeugung eines gerichteten Schmierstofftransports.....	230
7.	Literaturverzeichnis	233
8.	Abbildungsverzeichnis.....	260
9.	Tabellenverzeichnis	275

Danksagung

An erster Stelle möchte ich Herrn *Prof. Dr. Frank Mücklich* für die Themenstellung und die Möglichkeit zur Anfertigung der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl für Funktionswerkstoffe danken. Weiterhin möchte ich mich für sein entgegengebrachtes Vertrauen, seine Loyalität sowie seine ständige Unterstützung verbunden mit zahlreichen wissenschaftlichen Diskussionen und wertvollen Anregungen bedanken.

Ich möchte ebenfalls Herrn *Prof. Dr. Matthias Nienhaus* für die Übernahme der Zweitkorrektur und die fruchtbaren Diskussionen meinen Dank aussprechen.

An dieser Stelle möchte ich gerne die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) erwähnen und für die finanzielle Unterstützung im Rahmen des Schwerpunktprogramms SPP 1551 danken. In diesem Zusammenhang möchte ich auch meinem Projektpartner Herrn *Dipl.-Ing. Adam Szurdak* vom Institut für Bildsame Formgebung (RWTH Aachen) unter der Leitung von Herrn *Prof. Dr. Gerhard Hirt* für die effiziente und stets effektive Kooperation danken.

Ein ganz besonderes Dankeschön geht an Herrn *Dr.-Ing. Carsten Gachot*, der nicht nur ein Kollege, sondern in den letzten neun Jahren vielmehr ein guter Freund geworden ist. Aus diesem freundschaftlichen Verhältnis gekoppelt mit einer Vielzahl von wissenschaftlichen Diskussionen sind innovative Ideen und Inspirationen entstanden, die entscheidend zu dieser Arbeit beigetragen haben. Abschließend möchte ich mich für die rasche und kritische Korrektur des Manuskripts bedanken.

Ebenso herzlich möchte ich Herrn *Dipl.-Ing. Leander Reinert* meinen Dank aussprechen. Das freundschaftliche Verhältnis zu ihm, die Durchsicht des Manuskripts in Verbindung mit zahlreichen kritischen Fragen und sein Beitrag in dieser Arbeit im Bereich der trockenen Reibung möchte ich an dieser Stelle nicht unerwähnt lassen.

Besonders zu Dank verpflichtet bin ich *Dr. Aswad Manzoor* und *Dr. Simon Medina* des Imperial College London. Die umfangreiche Einarbeitung in den neuen Versuchsstand sowie die tatkräftige Unterstützung bei der anschließenden Auswertung und der numerischen Simulation haben entscheidend zu den Ergebnissen unter hydrodynamischen Bedingungen beigetragen.

Ich möchte weiterhin *Dipl.-Ing. Sebastian Neubert* und *Dipl.-Ing. Andreas Stratmann* des Instituts für Maschinenelemente und -gestaltung der RWTH Aachen für die wertvollen Diskussionen und ihre Unterstützung bei den Messungen unter elastohydrodynamischen Reibbedingungen sowie bei der Übertragbarkeitsstudie der Laserstrukturierung auf Axialzylinderrollenlager danken. Ein großes Dankeschön geht auch an *M. Sc. Steffen Jaeger* (Institut für Produktentwicklung KIT) für die Hilfe bei den Experimenten mit laserstrukturierten Kolbenringen.

Dr.-Ing. Karsten Woll und *Dr.-Ing. Peter Leibenguth*, zwei ehemalige Kollegen des Lehrstuhls für Funktionswerkstoffe, möchte ich an dieser Stelle hervorheben. Gemeinsam mit Carsten habt ihr mich in der entscheidenden Zeit begleitet und sicherlich maßgeblich zu dem Erfolg dieser Arbeit sowie insbesondere meinem Werdegang beigetragen.

Ich möchte allen Mitarbeitern des Lehrstuhls für Funktionswerkstoffe für die gute Arbeitsatmosphäre danken. Besonders bedanken möchte ich in diesem Zusammenhang bei *Dipl.-Ing. Christoph Pauly* für die Hilfe am REM und FIB sowie zahlreiche kritische Diskussionen, *M. Sc. Hisham Aboulfadl* für die Messungen an der Atomsonde, *Dipl.-Ing. Nicolas Souza* für die Hilfe bei der Erstellung von einigen Graphiken, *Dipl.-Ing. Sebastian Suarez*, *M. Sc. Benjamin Bax* und *Dipl.-Ing. Michael Hans* für die Korrektur einzelner Kapitel.

Abschließend möchte ich meinen Bachelor-, Master- bzw. Diplomstudenten meinen Dank aussprechen. Besonders zu erwähnen sind hierbei *Dipl.-Ing. Leander Reinert* (trockene Reibung), *M. Sc. Chen Chen*, *Simon Bettscheider*, *Joris Pangraz*, *B. Sc. Simon Fleischmann*, *B. Sc. Tobias Heib* (Mischreibung), *B. Sc. Emre Atalay*, *B. Sc. Roman Buchheit* (Penrose-Strukturierung). Für die kritische Durchsicht meiner Arbeit möchte ich mich auch bei *B. Sc. Nadine Ziegler* bedanken.

Ein herzliches Dankeschön widmet ich meinen Eltern, die mir das Studium ermöglicht, mich immer unterstützt und folglich tatkräftig meine persönliche Entwicklung beeinflusst haben.

Zuletzt und ganz besonders möchte ich mich bei *Roxana* für ihre moralische Unterstützung, ihr großes Verständnis, ihr Vertrauen und ihre Sensibilität sowie die aufmunternden, motivierenden Worte zur richtigen Zeit bedanken.

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

Liste der verwendeten Symbole

a :	Kontaktbreite im Hertz'schen Kontaktmodell
A :	Oberfläche der Kondensatorplatten
b :	Strukturbreite
b_L :	Lagerbreite
B_0 :	Amplitude der magnetischen Flussdichte
c :	Lichtgeschwindigkeit
C :	Kapazität
C_e :	spezifische Wärmekapazität der Elektronen
C_i :	spezifische Wärmekapazität der Phononen
C_0 :	Oberflächenbeitrag zur Reibkraft
d :	Abstand der Kondensatorplatten
d_H :	Eindrucktiefe im Hertz'schen Kontaktmodell
$d_{\min}$:	minimale Oxidschichtdicke der Referenzoberfläche
$d_{\max}$:	maximale Oxidschichtdicke im Laserintensitätsmaximum
dx, dy, dz :	Geometrische Abmessungen eines Volumenelementes
E_1 :	Elastizitätsmodul des Grundkörpers
E_2 :	Elastizitätsmodul des Gegenkörpers
E_i :	Amplitude einer einzelnen Lasermode
E_{ges} :	Gesamtamplitude bei der Überlagerung von n Lasermoden
E_{red} :	reduzierter E-Modul
f :	Frequenz
F_a :	adhäsiver Beitrag zur Reibkraft
F_d :	deformativer Beitrag zur Reibkraft
F_{dp} :	Beitrag zur Reibkraft durch Deformation und Abrasion von Partikeln

F_N :	Normalkraft
F_R :	Reibkraft
g :	Elektron-Phonon-Kopplungskonstante
G :	Konduktanz
G_{dc} :	Restleitfähigkeit (Gleichspannung)
h :	ÖlfilmDicke in der Reynolds Gleichung
h_0 :	minimale ÖlfilmDicke
H :	Swedish Height
H_{eff} :	effektive Oberflächenhärte
i :	imaginäre Einheit
$\underline{I}_{ac}$:	komplexe Stromstärke (Wechselstrom)
I_{ac} :	Amplitude der komplexen Stromstärke (Wechselstrom)
I_{dc} :	Stromstärke (Gleichspannung)
I_{Input} :	elektrisches Eingangssignal
I_{oil} :	Stromstärke, die über den Ölfilm abfließt
I_{Output} :	elektrisches Ausgangssignal
k_{AR} :	Verschleißkoeffizient nach Archard
k_e :	thermische Leitfähigkeit der Elektronen
k_i :	Wellenzahl einer elektromagnetischen Welle
l, m, n :	natürliche Zahlen
L :	Resonatorlänge
m_{Beginn} :	Masse vor dem tribologischen Experiment
m_{Ende} :	Masse nach dem tribologischen Experiment
N_f :	Besetzungsinversion nach dem Aussenden eines Laserpulses
N_i :	maximal erreichbare Besetzungsinversion
N_p :	tatsächliche Besetzungsinversion bei der Änderung der Verluste
$N(t)$:	Anzahl der angeregten Zustände
P :	Periode bzw. Periodizität der erzeugten Oberflächenstruktur
p :	Normalspannungskomponente in der Reynolds Gleichung
p_0 :	Maximal wirkender Druck im Hertz'schen Kontaktmodell
P_{kon} :	makroskopische Hertz'sche Kontaktpressung im Punktkontakt
PV :	Peak to Valley

q_x :	Schmierstofffluss in x-Richtung
q_y :	Schmierstofffluss in y-Richtung
$Q(z)$:	Wärmefluss
r :	Geometriefaktor im Hertz'schen Kontaktmodell
R :	Kugelradius
R_a :	mittlere Rauheit
R_k :	Kernrautiefe
R_{ku} :	Profilsteilheit
R_{meas} :	Messwiderstand parallel zum Oszilloskop
R_{oil} :	Widerstand des Ölfilms
R_p :	Pumprate zur Erzeugung der stimulierten Emission
R_{pk} :	reduzierte Spitzenhöhe
R_q (rms):	quadratische Rauheit
R_{q1} :	quadratische Oberflächenrauheit des Grundkörpers
R_{q2} :	quadratische Oberflächenrauheit des Gegenkörpers
R_{sk} :	Profilschiefe
R_{vk} :	reduzierte Riefentiefe
R_z :	gemittelte Rautiefe
s :	Gleitweg
S :	Poynting-Vektor
$S_{Festkörper}$:	Festkörpertraganteil
T_e :	Temperatur der Elektronen
T_i :	Temperatur der Phononen
u :	Geschwindigkeitsprofil im Fluidkoordinatensystem in u-Richtung
U_1, U_2 :	Geschwindigkeit von Grund- und Gegenkörper in x-Richtung
u_z :	Verschiebung der Oberflächenpunkte durch elastische Deformation
v :	Geschwindigkeitsprofil im Fluidkoordinatensystem in v-Richtung
v_1 :	Querkontraktionszahl des Grundkörpers
v_2 :	Querkontraktionszahl des Gegenkörpers
V_1, V_2 :	Geschwindigkeit von Grund- und Gegenkörper in y-Richtung
v_h :	hydrodynamisch wirkende Geschwindigkeit
v_{Kugel} :	Relativgeschwindigkeit der Kugel im EHL-Kontakt

v_{Scheibe} :	Relativgeschwindigkeit der Lauffläche im EHL-Kontakt
v_{R1} :	Rollgeschwindigkeit der Lauffläche im EHL-Kontakt
v_{R2} :	Rollgeschwindigkeit der Kugel im EHL-Kontakt
v_{Roll} :	Rollgeschwindigkeit im EHL-Kontakt
w_1, w_2 :	Geschwindigkeit von Grund- und Gegenkörper in z-Richtung
W :	Tragfähigkeit
W_v :	Verschleißvolumen
z :	Ausbreitungsrichtung einer elektromagnetischen Welle
$z(x)$:	Höhenverteilung der Oberflächenrauheit
α :	Modulationstiefe bei der aktiven Modenkopplung
α_i :	Winkel zwischen dem ersten Teilstrahl und der Interferenzebene
α_p :	Druckviskositätskoeffizient
β_i :	Winkel zwischen dem zweiten Teilstrahl und der Interferenzebene
$\gamma(t)$:	Verluste im Laserresonator
ϵ_0 :	elektrische Feldkonstante
ϵ_r :	relative Permittivität des verwendeten Öls
η :	dynamische Viskosität
λ :	Verhältnis der minimalen Ölfilmdicke zur kombinierten Oberflächenrauheit der beiden beteiligten Kontaktpartner
λ_w :	Wellenlänge einer elektromagnetischen Welle
μ_0 :	magnetische Permeabilität
μ :	Reibungskoeffizient
μ_a :	adhäsiver Beitrag zum Reibkoeffizienten
μ_d :	deformativer Beitrag zum Reibkoeffizienten
μ_{dp} :	Beitrag zum Reibkoeffizienten durch Deformation und Abrasion von Verschleißpartikeln
μ_k :	dynamischer Reibkoeffizient / Gleitreibungskoeffizient
μ_s :	statischer Reibkoeffizient / Haftreibungskoeffizient
μ_{ss} :	Gleichgewichtsreibungskoeffizient
σ :	spezifische Leitfähigkeit des Öls
τ :	Scherkraftkomponente in der Reynolds Gleichung
τ_D :	Schaltzeit zur Steuerung der Verluste beim Q-Switching

τ_e :	Abkühlzeit der Elektronen
τ_f :	Scherfestigkeit einer adhäsiven Bindung
τ_i :	Aufheizzeit der Phononen
ϕ :	Phasenwinkel zwischen Strom und Spannung
ϕ_{xx} :	Druckflussfaktor in x-Richtung der laser-strukturierten Oberflächen
ϕ_x :	Druckflussfaktor in x-Richtung der Oberfläche mit stochastischer Oberflächenrauheit
ϕ_{yy} :	Druckflussfaktor in y-Richtung der laser-strukturierten Oberflächen
ϕ_y :	Druckflussfaktor in y-Richtung der Oberfläche mit stochastischer Oberflächenrauheit
$\phi(t)$:	Anzahl der emittierten Photonen
ω_i :	diskrete Winkelfrequenz einer bestimmten Lasermode
Ω :	Modulationsfrequenz bei der aktiven Modenkopplung
Δm :	Massenänderung nach dem tribologischen Experiment
$\Delta\theta$:	Winkeldifferenz zwischen zwei benachbarten Lasermoden
$\Delta\tau_p$:	resultierende Pulsdauer

Abkürzungsverzeichnis

AISI:	American Iron and Steel Institute
APT:	atom probe tomography (Atomsondentomographie)
CNTs:	carbon nanotubes (Kohlenstoffnanoröhrchen)
CPA:	chirped pulse amplification (Verstärkung gechirpter Pulse)
cw-Betrieb:	continuous wave (kontinuierlicher Laserbetrieb)
DLC:	diamond like carbon (Diamantartiger Kohlenstoff)
DOE:	diffractive optical element (Diffraktives, optisches Element)
EBSB:	electron backscatter diffraction (Rückstreuungselektronenbeugung)
EDX:	energy dispersive X-ray spectroscopy (energiedispersive Röntgenspektroskopie)
EHL:	elastohydrodynamic lubrication (Elastohydrodynamische Reibung)
FDA:	frequency domain analysis
FIB:	focused ion beam microscopy (fokussierte Ionenstrahlmikroskopie)
FTIR-Spektrometer:	Fourier-Transform-Infrarot-Spektrometer
FWHM:	full width at half maximum (Halbwertsbreite)
IR-Spektroskopie:	infrared spectroscopy (Infrarotspektroskopie)
Laser:	light amplification by stimulated emission of radiation (Lichtverstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung)
LIS:	Laserinterferenzstrukturierung
LVDT:	linear variable differential transducer (Differentialtransformator)
PAO:	Poly-alpha-Olefin
para:	parallele Ausrichtung der Linienstruktur zur Reibrichtung
PEEK:	Polyetheretherketon
Q-Switching:	quality-switching (Güteschaltung)
REM:	Rasterelektronenmikroskopie
RFA:	Röntgen-Fluoreszenz-Analyse
S1f:	Einzeltasche am Öleinlass
S1r:	Einzeltasche am Ölauslass
S2f:	Linienmuster am Öleinlass

S2r:	Linienmuster am Ölauslass
S3f:	Kreuzmuster am Öleinlass
S3r:	Kreuzmuster am Ölauslass
S4f:	Punktmuster am Öleinlass
S4r:	Punktmuster am Ölauslass
senk:	senkrechte Ausrichtung der Linienstruktur zur Reibrichtung
SRR:	sliding-rolling-ratio (Gleit-Roll-Verhältnis)
TCU:	temperature control unit (Temperaturkontrolleinheit)
TDG:	time delay generator (Verzögerungseinheit)
TEM:	transversale elektromagnetische Mode
WC:	Wolframkarbid
WLI:	white light interferometry (Weißlichtinterferometrie)
XPS:	X-ray photoelectron spectroscopy (Röntgenphotoelektronenspektroskopie)
ZDDP:	Zinkdialkyldithiophosphat

Kurzzusammenfassung

Die Steuerung von Reibung und Verschleiß unter trockenen und geschmierten Bedingungen ist in vielen technologischen, biologischen und geologischen Bereichen von essentieller Bedeutung. Eine Möglichkeit, die tribologischen Eigenschaften unabhängig vom eingestellten Reibregime positiv zu beeinflussen, ist die gezielte Einbringung von definierten Oberflächenmustern mittels Laserstrukturierung.

Angelehnt an die Stribeckkurve wird die tribologische Wirksamkeit der erzeugten Strukturen in jedem Reibregime untersucht und der zugrunde liegende Mechanismus evaluiert. Es bleibt festzuhalten, dass die erzeugten Oberflächenstrukturen unabhängig vom wirkenden Reibregime zu einer Verbesserung der tribologischen Eigenschaften führen.

Im Bereich der trockenen Reibung ruft die Laserstrukturierung eine signifikante Reduktion der Reibkraft hervor, wohingegen eine 130-fache Verlängerung der Ölfilmlebensdauer unter Mischreibungsbedingungen nachgewiesen wird. Ferner werden die Reduktion der Reibkraft unter elastohydrodynamischen Bedingungen und die Erhöhung der Schmierfilmdicke bzw. der Tragfähigkeit im Bereich der Hydrodynamik mit numerischen Simulationen verknüpft, um die experimentellen Ergebnisse zu verifizieren.

Abschließend wird die Übertragbarkeit der Laborergebnisse auf reale Konstruktionselemente (Kolbenring und Axialzylinderrollenlager) überprüft und eine deutliche Reduktion des Verschleißes nachgewiesen.

Abstract

Controlling friction and wear under dry and lubricated conditions is essential to many technological, biological and geological systems. One approach to improve the tribological properties is through tailored laser-structured surface patterns.

Based on the well-known Stribeck curve, the tribological efficacy of the produced patterns and the underlying mechanism are evaluated. The patterns unequivocally lead to an improvement in the tribological response, regardless of the lubrication regime.

Under dry friction, the friction force is significantly reduced, whereas the oil film lifetime, under mixed lubrication, can be increased by a factor of 130. Furthermore, the reduced friction force under elastohydrodynamic lubrication as well as the enhanced film thickness and load-carrying capacity under hydrodynamic lubrication will be correlated with and verified by numerical simulations.

Finally, the portability of the laboratory results to real machine elements (piston ring and cylinder roller thrust bearing) is tested and a significant wear reduction is demonstrated.

I.

Theoretischer Teil

1. Einleitung

1.1 Motivation

Reibung und Verschleiß spielen in vielen technologischen, geologischen und biologischen Bereichen eine zentrale Rolle [1]. Insbesondere am technologischen System „Automobil“ wird ersichtlich, dass die Steuerung und Manipulation der tribologischen Eigenschaften in vielen Bauteilen von enormer Bedeutung sind [1, 2]. Einerseits steht oftmals die **gezielte Reduktion der Reibung** bzw. eine Verringerung des auftretenden Verschleißes im Vordergrund, wie am Beispiel von Lagern, Zylinderlaufflächen oder Kolbenringen erkennbar ist [2-5]. Andererseits ist es im Fall von Bremsen oder Kupplungen durchaus gewünscht, einen möglichst **hohen Reibkoeffizienten** einzustellen und diesen über die gesamte Lebensdauer des Bauteils konstant zu halten [6-8].

Das Potential durch eine gezielte Reibreduktion die Wirtschaftlichkeit und die Effizienz eines Automobils entscheidend zu verbessern, wird bei der Betrachtung der entsprechenden Energiebilanz deutlich. Holmberg et al. veröffentlichten eine Studie, die die Beiträge von unterschiedlichen Komponenten bzw. Mechanismen zum Energieverlust und damit zu einer Senkung der Effizienz des Prozesses evaluiert sowie diskutiert [9].

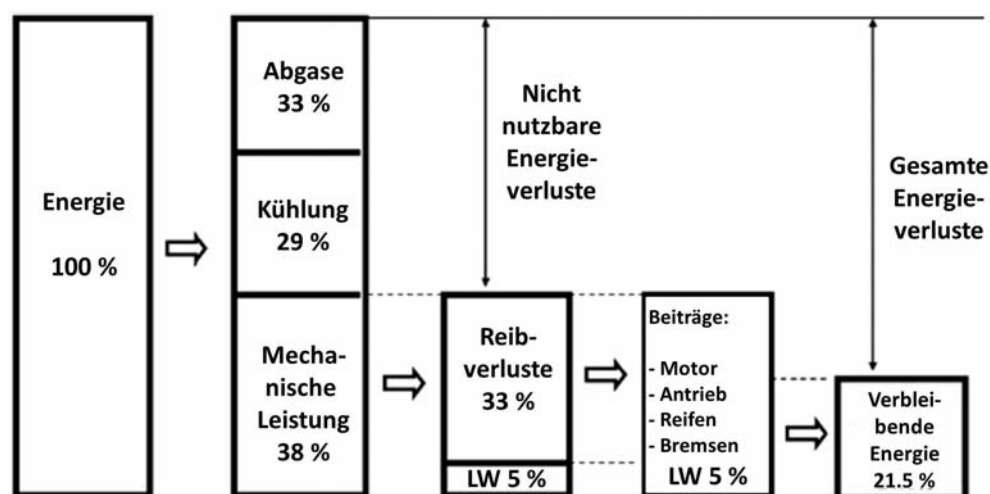


Abbildung 1: Graphische Veranschaulichung der Energiebilanz eines Automobils (verändert nach [9]). In diesem Zusammenhang steht LW für die Verluste durch den Luftwiderstand.

Wie aus Abbildung 1 ersichtlich ist, konnte in dieser Studie nachgewiesen werden, dass ca. 33 % der gesamten Energie genutzt werden muss, um Verluste durch Reibung und Verschleiß zu kompensieren [9]. Diese Verluste können prinzipiell in zwei Kategorien eingeteilt werden. Zum einen sind Rollreibungsverluste durch den Kontakt zwischen Reifen und Straße zu nennen [4, 5, 9]. Zum anderen stellen Lager, Kolbenringe und Stößelverbindungen tribologisch höchst belastete Komponenten im Verbrennungsmotor dar, die maßgeblich zu den Reibverlusten beitragen [4, 5, 9]. Die Veröffentlichung von Holmberg et al. wird unterstützt durch weitere Studien, die die Verluste durch Reibung in einer ähnlichen Größenordnung abschätzen [3-5].

Eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften kann neben einer Effizienzsteigerung auch zu einer Reduktion des Kraftstoff- und Ölverbrauchs führen. Weiterhin gehen damit eine Verringerung der Schadstoffemissionen, eine verlängerte Haltbarkeit, eine gesteigerte Betriebszuverlässigkeit und eine Verlängerung von Serviceintervallen einher [5]. Um diese Ansprüche zu erfüllen und Reibung sowie Verschleiß gezielt zu reduzieren, existieren unterschiedliche Möglichkeiten abhängig vom wirkenden Belastungskollektiv und der Kontaktgeometrie. Die einfachste und wohl effektivste Möglichkeit, Reibung und Verschleiß zu minimieren, ist die **Zugabe eines Schmieröls**, so dass die beiden Kontaktflächen voneinander separiert werden [10]. In diesem Zusammenhang stellt das Verhältnis der Oberflächenrauheit und der resultierenden Ölfilmdicke einen essentiellen Parameter zur Unterscheidung der einzelnen Reibregime dar [11, 12]. Eine genauere Untersuchung der unterschiedlichen Bauteile des Verbrennungsmotors bzw. des Antriebsstrangs verdeutlicht die hohe Komplexität des Problems, da diese typischerweise in unterschiedlichen Reibregimen arbeiten [3-5]. So zeigt sich, dass Lager vornehmlich unter hydrodynamischer Schmierung (vollständige Trennung der Kontaktflächen durch ein Schmieröl) betrieben werden, wohingegen Kolbenringe in den Bereich der Mischreibung (Last wird partiell vom Festkörper und vom Öl getragen) bzw. der Elastohydrodynamik (Trennung der Kontaktflächen, aber elastische Wechselwirkung der Festkörperoberflächen) einzugliedern sind [3-5]. Das Schmierungsregime von Nocken-Stößelverbindungen ist eher der Grenz- bzw. der Mischreibung zuzuordnen [3, 4]. Diese Zusammenstellung veranschaulicht, dass die Schmierungsregime der unterschiedlichen Komponenten entlang der gesamten Stribeckkurve anzusiedeln sind [10] und daher zunächst eine Optimierung der einzelnen Bauteile erfolgen muss.

Tribologische Kontakte, die aufgrund der vorherrschenden Last und Kinematik unter Grenz- bzw. Mischreibung arbeiten, können durch den Einsatz von Schmierstoffen mit geeigneter **Additi-**

vierung und dem damit verbundenen Aufbau einer tribochemisch induzierten **Reaktionsschicht** verbessert werden [13, 14]. Weiterhin ist die Verwendung von **Beschichtungen** mit einer reduzierten Scherfestigkeit denkbar [13, 14]. Ferner können auch harte Beschichtungen, wie zum Beispiel TiC oder TiB₂ [15] oder multilagige Schichtverbunde (WC/DLC/WS₂) [15, 16] zu einer signifikanten Verbesserung der tribologischen Eigenschaften führen. Unter hydrodynamischer Schmierung kann zur gezielten Reibsteuerung ein Schmieröl mit **optimierten rheologischen Eigenschaften** eingesetzt werden [5, 14, 17].

Eine weitere Möglichkeit, die tribologischen Eigenschaften nahezu unabhängig vom vorherrschenden Reibregime zu beeinflussen, ist die Änderung der Oberflächentopographie und -rauheit durch eine gezielte **Oberflächenstrukturierung**. Unter trockenen Reibbedingungen bzw. unter Grenzreibung wird diese genutzt, um die reale Kontaktfläche zu reduzieren, entstandene Verschleißpartikel zu speichern und adhäsive Beiträge zu verringern. Dies führt unmittelbar zu einer Reduktion der resultierenden Reibkraft [18-20]. Unter Mischreibungsbedingungen wirkt die erzeugte Oberflächenstruktur wie eine sekundäre Ölquelle zur Verbesserung der Notlaufeigenschaften unter Mangelschmierung [21, 22]. Die tribologischen Eigenschaften können weiterhin durch den Aufbau eines zusätzlichen hydrodynamischen Drucks und den damit induzierten Übergängen in den Reibregimen verbessert werden [23-25]. Ferner trägt auch in diesem Reibregime eine Speicherung der Verschleißpartikel zu einer Verbesserung der tribologischen Eigenschaften bei [26-28]. Im Fall von hydrodynamischen Schmierungsbedingungen wirken die Oberflächenstrukturen wie konvergente Schmierspalte, die die Ausprägung eines zusätzlichen Drucks begünstigen und damit eine erhöhte Tragfähigkeit bewirken [29-31]. In Kapitel 3.7 wird die Wirkung von Oberflächenstrukturen abhängig vom eingestellten Reibregime detailliert diskutiert.

Zur Erzeugung definierter Oberflächenstrukturen bieten sich beispielsweise lithographische Verfahren, wie die Photo- oder Elektronenstrahlolithographie [28] und Laserverfahren an [21, 22]. In diesem Zusammenhang zeichnet sich der Laser insbesondere durch hohe Prozessgeschwindigkeiten, eine saubere und umweltfreundliche Prozessführung sowie eine universelle Einsetzbarkeit für verschiedene Materialoberflächen aus [32]. Durch die Nutzung von Lasersystemen mit unterschiedlicher Pulsdauer (Femto-, Piko- und Nanosekundenbetrieb) ist es möglich, die Oberflächenparameter wie Periodizität, Strukturtiefe oder Aspektverhältnis gezielt zu variieren und somit den Einfluss der Struktur im entsprechenden Reibregime zu studieren.

1.2 Aufgabenstellung und Ziele

Die vorliegende Dissertation befasst sich mit der tribologischen Wirksamkeit und Effizienz von laser-strukturierten Oberflächen unter trockenen und geschmierten Reibbedingungen. Angelehnt an die Stribeckkurve werden zunächst die tribologischen Eigenschaften unter trockener Reibung betrachtet. Eine umfassende topographische, chemische und mikrostrukturelle Untersuchung vor und nach der Laserstrukturierung dient dazu, die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten und die ablaufenden Prozesse unter trockener Reibung mit der Oberflächentopographie, -chemie und den mikrostrukturellen Eigenschaften zu korrelieren. Weiterhin wird die Frage geklärt, ob sich durch eine ein- oder beidseitige Strukturierung der Kontaktflächen und eine Änderung der relativen Reibrichtung der Reibkoeffizient gezielt steuern lässt. Zur detaillierten Untersuchung dieser Effekte, wurde ein präzises Positioniersystem zur Einstellung der relativen Orientierung entwickelt. Ferner wird auch die Langzeitstabilität der Laserstrukturen unter trockener Reibung untersucht.

Für geschmierte Systeme konnte in einer Diplomarbeit gezeigt werden [33], dass eine Kreuzstruktur, die mittels Laserinterferenz hergestellt wurde, besonders wirkungsvoll unter Mischreibungsbedingungen ist, da dieser Strukturtyp die Notlaufeigenschaften entscheidend verbessert. Ein weiterführendes Ziel stellt in diesem Zusammenhang eine genaue Quantifizierung des Festkörpertraganteils unter Mischreibungsbedingungen dar, um den zeitlichen Verlauf des Reibkoeffizienten zu verstehen und Anteile der Festkörper- und Flüssigkeitsreibung voneinander zu separieren. Ferner werden in Abhängigkeit der initialen Ölfilmdicke die optimalen Strukturparameter für eine maximale Verlängerung der Ölfilmlebensdauer abgeleitet und die zugrunde liegenden Mechanismen mit Hilfe einer detaillierten Verschleißanalyse bewertet.

Unter elastohydrodynamischen Reibbedingungen wird durch beidseitig-strukturierte Kontaktflächen ein innovativer Ansatz zur Steuerung der tribologischen Eigenschaften getestet. Mittels experimenteller Versuche und theoretischer Validierung wird untersucht, inwiefern sich dieser neuartige Ansatz von den bisherigen Ergebnissen im Stand der Forschung unterscheidet und unter welchen Bedingungen eine Oberflächenstrukturierung den Schmierfilmaufbau unterstützt.

Anschließend wird unter hydrodynamischen Bedingungen die Wirksamkeit von tiefen Schmier-taschen, die mit Hilfe eines Ultrakurzpulslasers hergestellt werden, untersucht. Besonderes Augenmerk wird hierbei auf die minimale Schmierdicke, die Reibkraft und die Tragfähigkeit gelegt.

Ein weiteres Ziel stellt die theoretische Validierung der Ergebnisse mit Hilfe der Reynolds-Gleichung dar, um die experimentellen Ergebnisse theoretisch zu untermauern.

Nach der experimentellen Studie unter Laborbedingungen werden die Ergebnisse auf reale, hoch belastete Konstruktionselemente übertragen. Dafür werden als Anwendungsfelder der Kolbenring eines Quetschöldämpfers (Flugzeugturbine) sowie ein Axialzylinderrollenlager gewählt, die beide sehr hohen und zeitlich andauernden Belastungen ausgesetzt sind. Abschließend wird beurteilt, ob eine Oberflächenstrukturierung auch unter diesen Belastungen und Kinematiken zu einer Verbesserung der tribologischen Eigenschaften führt.

1.3 Gliederung der Dissertation

Die vorliegende Doktorarbeit lässt sich in einen theoretischen und experimentellen Teil gliedern. Nach der Motivation und einer Präzisierung der Aufgabenstellung (Kapitel 1) werden in Kapitel 2 die Methoden zur Herstellung von Laserpulsen mit unterschiedlicher Pulsdauer, die grundlegenden Laser-Materialwechselwirkungen und die Interferenztheorie in Abhängigkeit der Pulsdauer beschrieben. Kapitel 3 fasst, basierend auf der Darstellung des zugrunde liegenden Tribosystems, die elementaren Grundlagen bezüglich der Reib- und Verschleißmechanismen zusammen. Weiterhin werden das zeitlich veränderliche Verhalten des Reibkoeffizienten, die Unterteilung der verschiedenen Reibregime sowie eine mathematische Beschreibung in tribologischen Kontakten beschrieben. Anschließend wird in Kapitel 3.7 die tribologische Wirksamkeit und Effizienz einer Oberflächenstrukturierung in Abhängigkeit des vorherrschenden Reibregimes als Stand der Forschung dargelegt.

Der experimentelle Teil der vorliegenden Dissertation (Kapitel 4 und 5) beginnt mit einer Zusammenfassung der verwendeten experimentellen Methoden und stellt anschließend die Ergebnisse, gegliedert nach den einzelnen Reibregimen (Kapitel 5.1 bis 5.4), dar. Ferner wird die Effizienz von laser-strukturierten Reibflächen am Beispiel eines Kolbenrings eines Quetschöldämpfers (Kapitel 5.5.1) und eines Axialzylinderrollenlagers (Kapitel 5.5.2) evaluiert.

Abschließend werden eine Zusammenfassung sowie ein Ausblick auf potentiell interessante Fragestellungen (Kapitel 6) gegeben.

2. Theoretische Grundlagen Laser

In diesem Kapitel werden die theoretischen Grundlagen erläutert, die für das Verständnis der Erzeugung von Laserpulsen mit unterschiedlicher Pulsdauer essentiell sind. Ebenso werden in Abhängigkeit der Pulsdauer des entsprechenden Lasersystems die Laser-Material-Wechselwirkung sowie die zugrunde liegende Theorie und experimentelle Umsetzung einer Interferenzstrukturierung dargelegt.

Der Begriff „Laser“ ist ein Akronym, das sich von „light amplification by stimulated emission of radiation“ (ins Deutsche übersetzt: Lichtverstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung) ableitet. Daraus folgt, dass das grundlegende Funktionsprinzip eines Lasers auf der stimulierten Emission von Strahlung beruht. Eine Modellvorstellung, die auf der Wechselwirkung zwischen einem atomaren System mit diskreten Energieniveaus und einer klassischen Strahlungsquelle basiert, kann zur Betrachtung der elementaren Wechselwirkungsprozesse herangezogen werden. Hinsichtlich der möglichen Wechselwirkungen muss zwischen Absorption, spontaner sowie stimulierter Emission unterschieden werden. Zur Erzeugung von Laserstrahlung wird mit Hilfe eines Anregungsmechanismus Energie in einem aktiven Medium absorbiert, um dort eine Besetzungsinversion hervorzurufen. Diese wird anschließend genutzt, um das Strahlungsfeld, welches das aktive Medium passiert, mittels stimulierter Emission zu verstärken [34].

Basierend auf den physikalischen Prinzipien zur Strahlerzeugung lassen sich vier charakteristische Eigenschaften von Laserlicht ableiten, die sich grundlegend von den Eigenschaften anderer Strahlung unterscheiden. Zum einen hat Laserstrahlung eine geringe Divergenz, die die Abweichung der Strahlung von der optischen Achse charakterisiert [34, 35]. Typischerweise ist die Divergenz von Festkörperlaser kleiner als 1 mrad [36, 37]. Zum anderen ist zu erwähnen, dass Laserstrahlung eine nahezu monochromatische Strahlung mit einer sehr geringen spektralen Bandbreite darstellt. Aufgrund der guten Strahlqualität und Fokussierbarkeit weist Laserstrahlung hohe Leistungs- bzw. Energiedichten auf. Es können Leistungsdichten im Bereich von 10^{14} W/cm² für einen gepulsten Nanosekundenlaser und 10^{22} W/cm² im Fall eines Ultrakurzpulslasers erzielt werden [36, 37]. Weiterhin ist Kohärenz, die in zeitliche und räumliche Kohärenz unterteilt werden kann, als eine charakteristische Eigenschaft von Laserlicht zu identifizieren. In diesem Kontext ist das

Zeitintervall, in dem die Lichtwelle als eine sinusförmige Schwingung angenommen werden kann, ein Maß für die zeitliche Kohärenz [38]. Der optische Weg, über den die einzelnen Wellenpakete eine perfekte Phasenbeziehung aufweisen, beschreibt die Ausdehnung des Bereiches räumlicher Kohärenz. Die räumliche Kohärenzlänge kann aus dem Produkt der Pulsdauer und der Lichtgeschwindigkeit berechnet werden [38].

Der experimentelle Aufbau eines Resonators zur Erzeugung von Laserlicht besteht aus einem aktiven Medium zur Erzeugung einer Besetzungsinversion, einem Anregungsmechanismus sowie zwei hochreflektierenden Spiegeln. Ein Spiegel weist eine Reflektivität von 100 % auf, wohingegen der zweite Spiegel einen Reflektivitätsgrad von 95 bis 98 % besitzt. Zwischen diesen beiden Spiegeln bilden sich stehende Wellen aus, die als Lasermode bezeichnet werden. Ohne weiteres Bauteil und bei einer entsprechenden Charakteristik des aktiven Mediums kommt es zur Ausbildung einer kontinuierlichen Laseroszillation, die als cw-Betrieb (continuous wave) bezeichnet wird [34, 39]. Durch das Einbringen von mechanischen, optischen, akusto- bzw. elektro-optischen Bauteilen ist ein gepulster Laserbetrieb möglich, wobei die Pulsdauer durch die eingebrachten Bauteile gezielt beeinflusst werden kann [39, 40].

2.1 Prinzip der Güteschaltung (Q-Switching)

Zur Erzeugung von Laserpulsen mit einer Pulsdauer im Nanosekundenbereich wird zumeist die Methode der Güteschaltung (englisch: Q-switching) genutzt. Unterschiedliche Bauteile können zur Realisierung der Güteschaltung in den Laserresonator eingesetzt werden, die die Güte und somit die Qualität des Resonators steuern. Es wird zwischen aktiven und passiven Güteschaltern unterschieden. Im Fall einer aktiven Güteschaltung muss beispielsweise eine externe Spannung an den Güteschalter angelegt werden, während es durch das nicht-lineare Absorptionsverhalten eines sättigbaren Absorbers möglich ist, die Güte des Resonators passiv zu beeinflussen. Unabhängig davon, ob für die Güteschaltung ein aktiver oder passiver Güteschalter genutzt wird, lässt sich das Funktionsprinzip durch folgende Abbildung illustrieren.

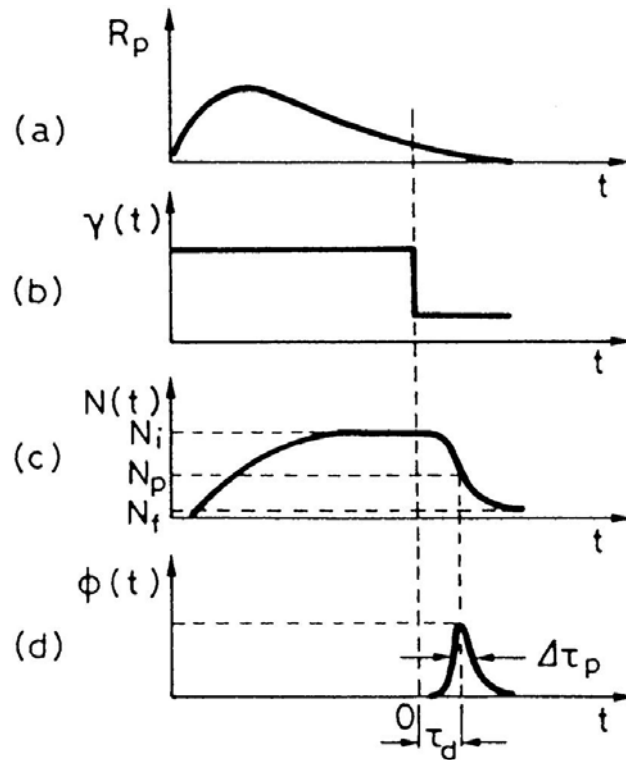


Abbildung 2: Zeitliche Entwicklung der Pumpleistung R_p (a), der Resonatorverluste $\gamma(t)$ (b), der Besetzungsinversion $N(t)$ (c) und der Anzahl der emittierten Photonen $\phi(t)$ (d) im Fall eines gütegeschalteten Lasers. Zum Zeitpunkt 0 wird die Güteschaltung im Resonator von dem Zustand hoher Verluste in den Zustand niedriger Verluste geschaltet und somit die Erzeugung eines kurzen Pulses mit hoher Ausgangsleistung ermöglicht [39]. τ_d beschreibt in diesem Zusammenhang das Zeitintervall vom Schalten der Resonatorverluste bis zum Aussenden des Pulses, wobei $\Delta\tau_p$ die Pulsdauer des Pulses angibt. N_i , N_p und N_f in Abbildung 1 (c) stehen für die maximal erreichbare Besetzungsinversion, die Besetzungsinversion zum Zeitpunkt des Pulses und die Besetzungsinversion nach dem Abklingen des Pulses.

Abbildung 2 verdeutlicht die zeitliche Entwicklung der Pumpleistung, der Resonatorverluste, der Besetzungsinversion und der Anzahl der emittierten Photonen für einen gütegeschalteten Laser. Anfänglich wird die Pumpleistung, die genutzt wird, um das aktive Medium anzuregen, erhöht (Abbildung 2 a). Während dieser Zeit weist der Güteschalter im Resonator die maximal möglichen Verluste auf (Abbildung 2 b). Dies führt dazu, dass die Besetzungsinversion langsam ansteigt bis ein Schwellwert erreicht wird (Abbildung 2 c). Ohne das Prinzip der Güteschaltung würde die Besetzungsinversion im aktiven Medium langsam wieder abnehmen, da die Pumpleistung ein monoton abklingendes Verhalten aufweist. Da allerdings nach dem Erreichen des Schwellwertes die Güte im Resonator von einem Zustand hoher Verluste in einen Zustand geringer Verluste geschaltet wird, kommt es zur Abgabe eines Pulses mit kurzer Pulsdauer und großer Ausgangsleistung [39].

Als aktiver Güteschalter kann beispielsweise eine Pockels-Zelle verwendet werden, die den elektro-optischen Güteschaltern zuzuordnen ist und auf dem Pockels-Effekt basiert. Der Brechungsindex eines nicht-linearen Kristalls (zum Beispiel Lithiumniobat) wird durch das Anlegen einer elektrischen Spannung verändert und doppelbrechende Eigenschaften induziert. Durch die nicht-linearen Effekte kann sowohl die Phase, die Polarisierung als auch die Ausbreitungsrichtung des Laserlichtes und somit die Verluste im Resonator moduliert werden. Ein weiterer aktiver Güterschalter ist ein akusto-optischer Modulator, der aus einem optisch transparenten Medium besteht. Durch dieses Medium wird eine Ultraschallwelle gesendet und somit lokal der Brechungsindex durch den photoelastischen Effekt geändert. Dies bewirkt eine Änderung der Ausbreitungsrichtung der Laserstrahlung und kann entsprechend zur Steuerung der Verluste im Resonator verwendet werden [39].

2.2 Prinzip der Modenkopplung

In einem Laserresonator können in Abhängigkeit der Resonanzbedingung, die maßgeblich von dem Abstand und der Gestalt der beiden hochreflektierenden Spiegel beeinflusst wird, unterschiedliche Moden mit Frequenzen nahe der Resonanzfrequenz anschwingen. Neben der Resonanzbedingung, die die möglichen Frequenzen einschränkt, muss für die Lasermode gewährleistet sein, dass die Gewinne im Resonator, verursacht durch die stimulierte Emission des aktiven Mediums, größer als die Resonatorverluste sind (beispielsweise durch verschmutzte Optiken oder Absorptions- sowie Beugungsverluste). Sind alle Bedingungen erfüllt, können unterschiedliche Moden im Resonator anschwingen, wobei die Anzahl und die Frequenzen entscheidend von der Verstärkungscharakteristik des aktiven Mediums abhängen. Ohne ein weiteres optisches Element im Resonator oszillieren die Lasermode mit einer statistischen Phase ohne Phasenbeziehung. Das Resultat stellt somit ein Multimodenbetrieb dar, in dem alle anschwingenden Lasermode um die Verstärkung im aktiven Medium konkurrieren [34, 39, 40].

Zur Realisierung eines ultrakurzen Laserpulses muss der Multimodenbetrieb in einen modengekoppelten Betrieb umgewandelt werden. Dies kann durch ein weiteres optisches Element, das eine feste Phasenbeziehung zwischen allen anschwingenden Moden einstellt, realisiert werden. Der Unterschied zwischen einem Multimoden- und modengekoppelten Betrieb wird in Abbildung 3 illustriert.

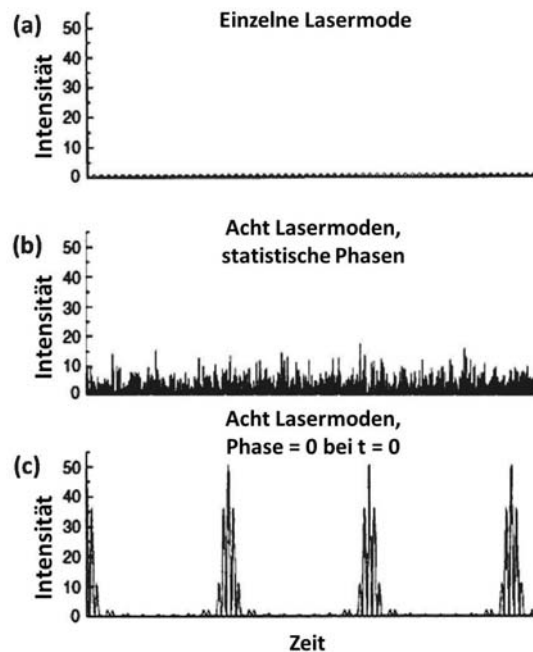


Abbildung 3: Intensitätsverteilung für eine einzelne Lasermode (a) und für acht Lasermode in Abhängigkeit der relativen Phasenbeziehung (b und c) [40].

Abbildung 3 a stellt die Intensitätsverteilung einer einzelnen Lasermode dar, wohingegen Abbildung 3 b und c die Intensitätsverteilungen von acht Lasermode in Abhängigkeit der Phasenbeziehung illustrieren. Aus Abbildung 3 b ist ersichtlich, dass die Intensitätsverteilung von acht Lasermode mit stochastischer Phasenbeziehung aus einem zeitlich fluktuierenden Rauschen mit statistisch verteilten, geringen Spitzenwerten besteht. Liegt hingegen eine feste Phasenbeziehung vor (Abbildung 3 c), so besteht die Intensitätsverteilung aus einer periodischen Abfolge intensiver Pulse, die charakteristisch für den modengekoppelten Betrieb sind. Der Unterschied zwischen dem Multimoden- und dem modengekoppelten Betrieb kann auf einen Schwebungsterm reduziert werden, der im Fall der Modenkopplung eine sinusförmige Modulation der Intensitätsverteilung bewirkt [40].

Die Fouriertransformation eines ultrakurzen Pulses weist eine große spektrale Bandbreite auf, so dass zur Realisierung von ultrakurzen Pulsen eine große Anzahl von Moden miteinander gekoppelt werden müssen. Eine physikalische Herleitung bietet die Fresnel-Visualisierung. Es wird angenommen, dass n sinusförmige Lasermode mit gleicher Amplitude E_0 und gleicher Phase zum Zeitpunkt $t = 0$ sowie diskrete Winkelfrequenzen ω_i existieren. Hinsichtlich der möglichen Frequenzen

wird ohne Beschränkung der Allgemeinheit angenommen, dass folgender formaler Zusammenhang gültig ist:

$$\omega_{i+k} - \omega_i = l \cdot \Delta\omega, \quad (2-1)$$

wobei l für eine natürliche Zahl und $\Delta\omega$ für ein festes spektrales Intervall steht. Abbildung 4 stellt die Fresnel-Visualisierung zu vier charakteristischen Zeitpunkten dar.

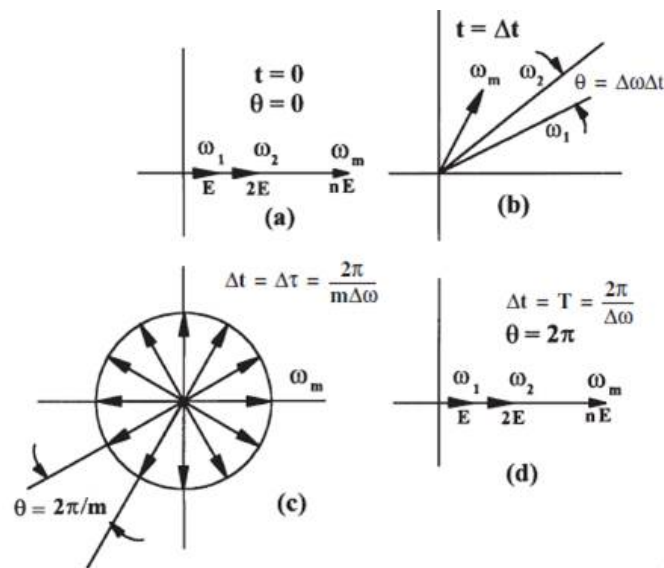


Abbildung 4: Darstellung der Fresnel-Visualisierung für n sinusförmige Moden zu vier unterschiedlichen Zeitpunkten. Die Summe der Vektoren repräsentiert in dieser Abbildung die Amplitude des elektrischen Feldes im Laserresonator zu den angegebenen Zeitpunkten [40].

Abbildung 4 a zeigt, dass alle Feldvektoren zum Zeitpunkt $t = 0$ parallel ausgerichtet sind und somit eine perfekte Phasenbeziehung existiert. So ergibt sich die resultierende Amplitude E_{ges} zu

$$E_{\text{ges}} = n \cdot E_0. \quad (2-2)$$

Innerhalb eines Zeitintervalls Δt drehen sich die repräsentativen Vektoren um den Winkel $\omega_i \Delta t$. Die Winkeldifferenz $\Delta\theta$ zwischen zwei benachbarten Moden, dargestellt in Abbildung 4 b, kann angegeben werden zu:

$$\theta = \Delta\omega \cdot \Delta t. \quad (2-3)$$

Nachdem in Abbildung 4 b nur die Situation zum Zeitpunkt Δt für zwei benachbarte Moden dargestellt ist, illustriert Abbildung 4 c die komplette Darstellung für alle n Moden. Es wird deutlich, dass sich für alle Zeitintervalle zwischen $t = 0$ und T die resultierenden Feldvektoren auslöschen und die Gesamtamplitude 0 beträgt. Unter der Annahme

$$\theta = \frac{2\pi}{m} \quad (2-4)$$

folgt, dass der zeitliche Abstand zwischen zwei intensiven Pulsen (Abbildung 4 a und Abbildung 4 d) mit der Gesamtamplitude $n \cdot E_0$ formal angegeben werden kann zu

$$\Delta\tau_p = \frac{2\pi}{m \cdot \Delta\omega}. \quad (2-5)$$

Aus Gleichung 2-5 ist ersichtlich, dass die Pulsdauer invers proportional zur Anzahl der gekoppelten Moden und zur Bandbreite des aktiven Mediums ist [40]. Zur experimentellen Realisierung ultrakurzer Pulse bieten sich die aktive und passive Modenkopplung an, die in den folgenden beiden Unterkapiteln näher erläutert werden.

2.2.1 Aktive Modenkopplung

Zur aktiven Modenkopplung bedarf es einer externen Frequenzmodulation durch einen akusto- oder elektro-optischen Modulator, die entweder die Verluste im Resonator oder die Verstärkung des aktiven Mediums moduliert. Dieser Modulator wird typischerweise zwischen das aktive Medium und einen hochreflektierenden Spiegel in den Laserresonator eingebracht, so dass die Amplitude einer jeden longitudinalen Lasermode moduliert werden kann.

Die aktive Modenkopplung soll am Beispiel der Verlustmodulation veranschaulicht werden. Dabei wird die Modulation als sinusförmig mit einer bestimmten Frequenz Ω und einer Modulationstiefe α angenommen. Die Überlagerung der longitudinalen Moden mit der Verlustmodulation kann formal durch folgende Gleichung beschrieben werden:

$$E_{ges}(t) = E_0 \cdot \cos(\omega_n \cdot t + \varphi_n) \cdot [1 - \alpha \cdot (1 - \cos(\Omega \cdot t + \varphi))]. \quad (2-6)$$

Unter Verwendung eines Additionstheorems kann Gleichung 2-6 umformuliert werden zu

$$\begin{aligned} E_{ges}(t) = E_0 \cdot (1 - \alpha) \cdot \cos(\omega_n \cdot t + \varphi_n) + E_0 \cdot \frac{\alpha}{2} \cdot \cos[(\omega_n - \Omega) \cdot t + (\varphi_n - \varphi)] \\ + E_0 \cdot \frac{\alpha}{2} \cdot \cos[(\omega_n + \Omega) \cdot t + (\varphi_n + \varphi)]. \end{aligned} \quad (2-7)$$

Durch die Frequenzmodulation kommt es folglich zur Ausbildung von Seitenbändern, die schematisch in Abbildung 5 dargestellt sind.

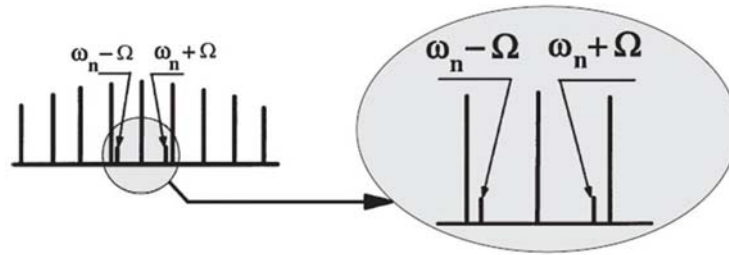


Abbildung 5: Illustration der Entstehung der Seitenbänder bei der aktiven Modenkopplung durch eine Verlustmodulation [40].

Die Frequenzlage der entstehenden Seitenbänder ist abhängig von der Modulationsfrequenz. Um die Ausbildung einer perfekten Phasenbeziehung zwischen den Lasermode zu gewährleisten, muss die Modulationsfrequenz

$$\Omega = \frac{c}{2 \cdot L} \quad (2-8)$$

entsprechen und somit mit dem freien spektralen Bereich des Laserresonators übereinstimmen. Bei der korrekten Wahl der Modulationsfrequenz stimmen dann die erzeugten Seitenbänder mit den Nachbarmode im Resonator überein, was zu einem Interferenzphänomen und zu einer globalen Phasenkopplung führt. Diese Phasenkopplung entspricht dem effektivsten Betrieb des Resonators und dient der Erzeugung von ultrakurzen Pulsen mit hoher Spitzenleistung. Durch die

Verwendung von akusto- bzw. elektro-optischen Modulatoren ist die Erzeugung von ultrakurzen Pulsen mit einer Pulsdauer von minimal 100 fs möglich [40].

2.2.2 Passive Modenkopplung

Neben der aktiven Modenkopplung eignet sich die passive Modenkopplung zur Erzeugung von ultrakurzen Pulsen. Das Prinzip der passiven Modenkopplung ist experimentell einfach zu realisieren, da ein sättigbarer Absorber (oftmals flüssige Farbstoffe) mit einem nicht-linearen Absorptionsverhalten dicht vor dem Auskoppelspiegel platziert wird. Allerdings sind mit diesem Verfahren nur Pulsdauern im Bereich von 1 ps realisierbar, da die Relaxations- und Schaltzeiten der sättigbaren Absorber die Pulsdauer zeitlich begrenzen. Die nicht-lineare Transmissionscharakteristik des sättigbaren Absorbers ist in Abbildung 6 abgebildet.

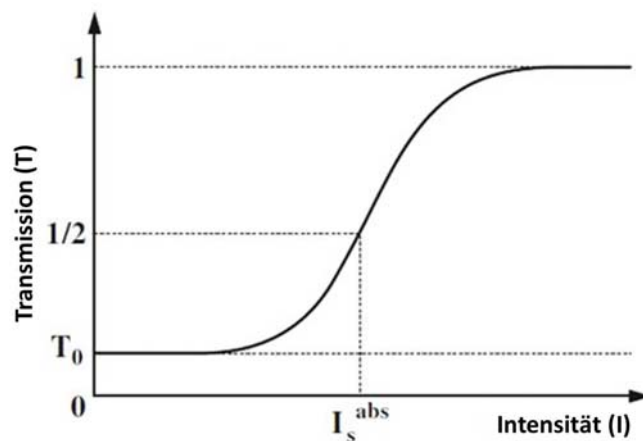


Abbildung 6: Transmissionscharakteristik eines sättigbaren Absorbers in Abhängigkeit der einfallenden Intensität [40].

Unter der Annahme, dass Beugungs- und Streuverluste vernachlässigt werden können, kann aus dieser Charakteristik direkt das Absorptionsprofil abgeleitet werden. Die anfängliche Oszillation im Resonator besteht aus Lasermode mit geringer Intensität. Für geringe Intensitäten weist der sättigbare Absorber eine konstante, geringe Transmission auf, so dass zunächst ein Großteil der existierenden, anschwingenden Lasermode absorbiert wird. Nur die Lasermode, die aus statistischen Gründen eine größere Intensität aufweist, wird weniger absorbiert und erfährt eine höhere Transmission. Passiert diese Lasermode anschließend zweimal das aktive Medium, kommt es zu einer entsprechenden Verstärkung, so dass sich die Transmissionscharakteristik des sättigbaren

Absorbers zu größerer Transmission verschiebt. Während diese Lasermode folglich weiter verstärkt wird und somit eine immer geringer werdende Absorption erfährt, werden alle anderen an-schwingenden Moden absorbiert. Es kommt durch diesen Prozess zu einer gezielten Selektion ei-ner Lasermode, die anfänglich, statistisch betrachtet, die meiste Intensität aufgewiesen hat. So-bald die selektierte Mode den passiven Absorber passiert, wird dieser ausgebleicht und ist somit auch für weitere Moden passierbar. Es können folglich alle Moden, die zur gleichen Zeit am sättig-baren Absorber ankommen und deshalb eine perfekte Phasenbeziehung zur selektierten Mode haben, an der Laseroszillation teilnehmen.

Neben der passiven Modenkopplung kommt es weiterhin zu einer Pulsformung durch den sättigbaren Absorber, was in Abbildung 7 dargestellt ist.

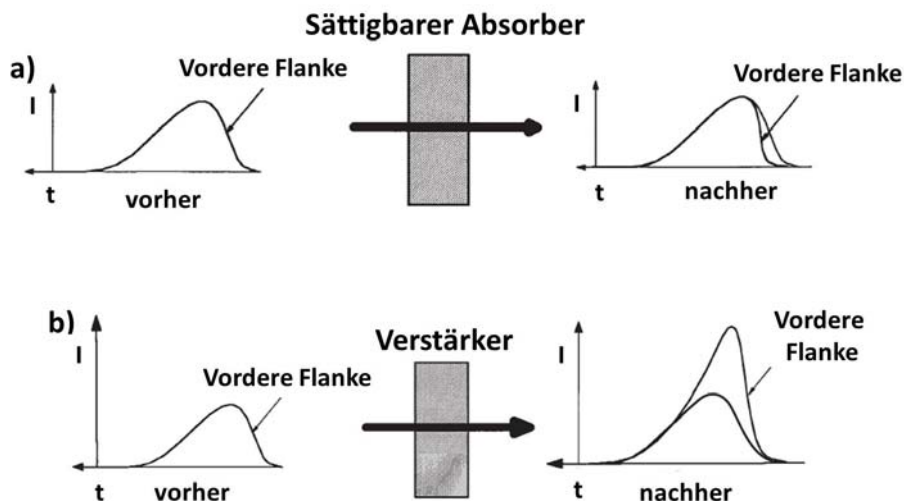


Abbildung 7: Darstellung der Möglichkeiten der Pulsformung durch den sättigbaren Absorber (a) und die Veränderung der Pulsform nach einer erneuten Verstärkung durch das aktive Medium [40].

Die Lasermode erfährt beim Durchgang durch den sättigbaren Absorber eine Veränderung der Pulsform (Abbildung 7 a), da die vordere Flanke des Pulses genutzt wird, um den Absorber auszu-bleichen. Dieser Anteil des Pulses wird absorbiert sowie vom Puls abgeschnitten, was die Halb-wertsbreite des Pulses und somit die Pulsdauer verringert. Nach einer erneuten Verstärkung durch das aktive Medium (Abbildung 7 b) wird nur noch der Puls mit geringerer Halbwertsbreite ver-stärkt. Daraus resultiert final ein Puls mit einer kürzeren Pulsdauer und einer höheren Spitzenlei-stung [40].

2.3 Laser-Material-Wechselwirkung

In diesem Kapitel werden die grundlegenden Unterschiede in der Laser-Material-Wechselwirkung in Abhängigkeit der verwendeten Pulsdauer erläutert. Es wird nur auf metallische Oberflächen eingegangen, da diese hauptsächlich Gegenstand der experimentellen Untersuchungen in der vorliegenden Dissertation sind.

Wenn ein Laserstrahl auf eine metallische Oberfläche trifft, werden zunächst die Elektronen, unabhängig von der Pulsdauer der verwendeten Laserstrahlung, durch die Absorption von Photonen angeregt. Durch diese Anregung steigt die Temperatur der Elektronen stark an und unterscheidet sich von der Temperatur der Phononen. Anschließend kommt es zu einer Elektron-Phonon-Wechselwirkung, die durch Stöße zwischen den angeregten Elektronen und den ortsfesten, positiv geladenen Gitterionen induziert wird. In Folge dieser Wechselwirkung wird die absorbierte Energie sukzessive an das Gitter abgegeben [41, 42].

Die absorbierte Laserenergie wird zunächst in der optischen Skintiefe l_s deponiert, die einzig vom Absorptionskoeffizienten des Materials abhängig ist. Während der Laserbestrahlung wird die deponierte Energie durch thermische Diffusion tiefer ins Material transferiert, wobei die erreichbare Diffusionstiefe l_d von der verwendeten Pulsdauer und dem entsprechenden Diffusionskoeffizient des Materials abhängen [42].

Für die auftretenden Prozesse während der Laser-Material-Wechselwirkung ist entscheidend, in welcher Zeit und zu welchem Anteil die von den Elektronen absorbierte Energie an die Phononen abgegeben werden kann. Eine wichtige Größe in diesem Zusammenhang ist die Elektron-Phonon-Kopplungskonstante g , die ein Maß für den Energietransfer zwischen dem Elektronen- und Phononensubsystem ist [41]. Charakteristische Größen bei diesen Prozessen sind hierbei die Temperaturen des Elektronen- und Phononensubsystems, die über die Kopplungskonstante miteinander verknüpft sind [43-45]. Dabei kann die Temperatur der Elektronen T_e über folgende Gleichung

$$C_e \cdot \frac{\partial T_e}{\partial t} = -\frac{\partial Q(z)}{\partial z} - g \cdot (T_e - T_i) + S \quad (2-9)$$

und die Temperatur der Phononen T_i durch

$$C_i \cdot \frac{\partial T_i}{\partial t} = g \cdot (T_e - T_i) \quad (2-10)$$

beschrieben werden.

In Gleichung 2-9 stellt z die Richtung senkrecht zur Probenoberfläche und $Q(z)$ den Wärmefluss dar, der durch

$$Q(z) = -k_e \frac{\partial T_e}{\partial z} \quad (2-11)$$

mit Hilfe der thermischen Leitfähigkeit der Elektronen k_e ausgedrückt werden kann. Die Wärme, die durch die Laserstrahlung eingebracht wird, wird in Gleichung 2-9 durch S charakterisiert, wobei in diesem Term auch Absorptionsverluste betrachtet werden. Weiterhin stellen C_e und C_i die spezifische Wärmekapazitäten der Elektronen und des Gitters dar, wobei zu beachten ist, dass C_i immer größer als C_e ist. Daraus lässt sich folgern, dass sich die Elektronen schneller erwärmen lassen und final größere Temperaturen annehmen [41, 47].

Neben den Unterschieden in der spezifischen Wärmekapazität, die für unterschiedliche Temperaturverteilungen sowie Aufheiz- und Abkühlraten der Elektronen- und Phononenstruktur verantwortlich sind, müssen zur Unterscheidung der Laser-Material-Wechselwirkungen in Abhängigkeit der Pulsdauer drei charakteristische Zeitskalen betrachtet werden. In diesem Zusammenhang sind die Abkühlzeit der Elektronen τ_e , die Aufheizzeit des Gitters τ_i und die Pulsdauer der Laserstrahlung $\Delta\tau_p$ zu beachten. Basierend auf diesen drei charakteristischen Größen können drei Fälle unterschieden werden [42].

Für die Bestrahlung einer metallischen Oberfläche mit einem Laser, der im cw-Betrieb arbeitet bzw. eine Pulsdauer $\Delta\tau_p$ größer als 1 ms aufweist, behält die Ungleichung $\Delta\tau_p > 1 \text{ ms} \gg \tau_i \gg \tau_e$ ihre Gültigkeit, da die Pulsdauer deutlich größer als die Abkühlzeit der Elektronen und die Aufheizzeit des Gitters ist. Nach der Absorption der Energie durch die freien Elektronen geben diese die Energie durch Elektron-Phonon-Wechselwirkungen an das Gitter ab. Thermisches Gleichgewicht zwischen Elektronen und Phononen ist das Endresultat, so dass in diesem Fall die klassischen Gesetze der Wärmeleitung gültig sind [45]. Durch die eingebrachte Energie wird das Material in den flüssigen Zustand überführt, mit Hilfe eines Gasstroms von der Oberfläche entfernt und so gezielt Material abgetragen [42].

Als zweiter Fall wird Laserstrahlung mit einer Pulsdauer im Nanosekundenbereich betrachtet. Auch in diesem Fall ist die Ungleichung $\Delta\tau_p > 1 \text{ ns} \gg \tau_i \gg \tau_e$ gültig, so dass wiederum ein thermisches Gleichgewicht zwischen den Elektronen und dem Gitter induziert wird. Das Material wird zunächst in den schmelzflüssigen Zustand überführt und falls die Energiedichte ausreichend hoch ist, kann ein Übergang in den gasförmigen Zustand hervorgerufen werden. Im Vergleich zu einem Laser im cw-Betrieb ist für einen Nanosekundenlaser die Wärmeeinflusszone geringer (Wärmeeinflusszone ns-Laser: maximal $40 \text{ }\mu\text{m}$ [47], Wärmeeinflusszone cw-Laser: mehrere Millimeter [48]), was zu einer präziseren Materialbearbeitung ermöglicht [42].

Für einen ultrakurzen Laserpuls gilt, dass die Pulsdauer deutlich geringer als die Abkühlzeit der Elektronen und die Aufheizzeit des Gitters ist. Im Fall eines ultrakurzen Pulses werden zunächst die Elektronen durch die Absorption von Photonen angeregt und verlassen dadurch ihren Gleichgewichtszustand. Nach dieser initialen Anregung schließt sich eine komplexe Kaskade von Prozessen an, die sowohl eine Phasenverschiebung als auch eine Thermalisierung der Elektronen einschließt. Anschließend kommt es zum Energieübertrag durch Elektron-Phononen-Kollisionen. Allerdings ist im Fall ultrakurzer Pulse dieser Übertrag so groß, dass die Bindungen der Gitterionen aufgebrochen werden und diese direkt ablatiert werden. Ein weiterer Energieübertrag an benachbarte Ionen kann ausgeschlossen werden, so dass eine zu vernachlässigende Wärmeeinflusszone vorliegt und sehr exakte Strukturen hergestellt werden können. Zur Aufrechterhaltung dieses schmelzfreien Prozesses, muss die Pulsdauer des Lasers im Bereich ultrakurzer Pulse ($\Delta\tau_p < 10 \text{ ps}$) und die eingebrachte Energiedichte hoch genug sein, um den Schwellwert für Ablation zu überschreiten [42, 49, 50]. Der Anteil der Energie, der nicht zur Ablation genutzt wird, wird an das Gitter übertragen und führt zur Ausbildung von Eigenspannungen oder zur Bildung von amorphen Phasen. Weiterhin ist es auch möglich, dass oberflächennahe Oxidschichten und somit der Oxidationszustand verändert werden [51].

2.4 Grundlagen Laserinterferenzstrukturierung (LIS)

Gepulste Laserstrahlung mit unterschiedlicher Pulsdauer kann für eine Oberflächenfunktionalisierung genutzt werden [32, 52-56]. Durch die eingebrachte Wärme können die Oberflächentopographie und die oberflächennahen mikrostrukturellen sowie chemischen Eigenschaften in einer definierten Weise verändert werden [56-61]. Um diese topographischen bzw. metallurgischen

Änderungen zu induzieren, muss einerseits die Pulsdauer der Laserstrahlung aufgrund der unterschiedlichen Laser-Material-Wechselwirkungen als ein Parameter in Betracht gezogen werden. Andererseits sollte die Wellenlänge des verwendeten Lasersystems auf das Material abgestimmt sein, da die Menge der einkoppelbaren Energie maßgeblich vom Absorptionsvermögen und somit von der Wellenlänge abhängt. Weitere Einflussgrößen, die das Absorptionsverhalten der Oberfläche und damit den Energieeintrag beeinflussen, sind die Oberflächenrauheit, die Polarisierung der Strahlung, der Einfallswinkel der Strahlung, die Oberflächentemperatur und die chemische Zusammensetzung der Oberfläche [38, 62-64]. Nur bei der korrekten Wahl dieser Parameter sowie der Berücksichtigung aller chemischer und topographischer Oberflächeneigenschaften ist eine definierte Änderung der oberflächennahen Eigenschaften möglich.

Der Energieeintrag erfolgt über eine Lichtwelle, die nach der Lösung der Wellengleichung, die auf den Maxwell Gleichungen basiert, durch eine monochromatische, linear polarisierte, ebene Welle approximiert werden kann. Das elektrische Feld in einem homogenen, nicht absorbierenden Medium kann durch

$$\vec{E} = \vec{E}_0 \cdot \exp \left[i \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot \vec{z}}{\lambda_w} - \omega \cdot t \right) \right] \quad (2-12)$$

beschrieben werden. In Gleichung 2-12 stellen die Variablen E_0 die Amplitude des elektrischen Feldes, z die Ausbreitungsrichtung, λ_w die Wellenlänge, ω die Kreisfrequenz und t die Zeit dar.

Neben der elektrischen Feldkomponente E_0 weist eine elektromagnetische Lichtwelle ein magnetisches Feld (Amplitude B_0) auf, die über die Lichtgeschwindigkeit c miteinander wie folgt gekoppelt sind:

$$\vec{E}_0 = c \cdot \vec{B}_0. \quad (2-13)$$

Das Kreuzprodukt der elektrischen und magnetischen Feldvektoren beschreibt den Energiefluss pro Flächeneinheit (Poynting-Vektor) und kann durch

$$\vec{S} = \frac{1}{\mu_0} \cdot \left| \vec{E} \times \vec{B} \right| = \frac{1}{c \cdot \mu_0} \cdot \frac{\vec{E}_0^2}{2} \quad (2-14)$$

mit μ_0 als magnetische Permeabilität beschrieben werden.

Da Laserlicht zeitlich sowie räumlich kohärentes Licht darstellt und sich in Abhängigkeit der Pulsdauer lediglich die Dauer sowie die Distanz, über die eine perfekte Phasenbeziehung herrscht, unterscheiden, ist die physikalische Voraussetzung für Interferenz gegeben. Durch die Aufspaltung des primären Laserstrahls in n Teilstrahlen und die anschließende Überlagerung dieser Teilstrahlen auf der Probenoberfläche wird ein Intensitätsmuster mit einer periodischen Abfolge von konstruktiver (Intensitätsmaximum) und destruktiver Interferenz (Intensitätsminimum) auf der Oberfläche erzeugt. Dabei ist zu beachten, dass es aufgrund eines optischen Aufbaus mit Strahlteilern und Spiegeln zu Weg- und Laufzeitunterschieden der Teilstrahlen kommt. Eine perfekte Interferenz ist nur dann möglich, wenn die Wegunterschiede kleiner als die Kohärenzlänge sind und daher trotz der unterschiedlichen zurückgelegten Wegestrecken eine perfekte Phasenbeziehung zwischen den Teilstrahlen gewährleistet ist. Die zwei monochromatischen, ebenen, linear polarisierten Wellen können durch

$$\vec{E}_1 = \vec{E}_{01} \cdot \exp \left[i \cdot \left(\vec{k}_1 \cdot \vec{r} - \omega \cdot t \right) \right] \quad (2-15)$$

und

$$\vec{E}_2 = \vec{E}_{02} \cdot \exp \left[i \cdot \left(\vec{k}_2 \cdot \vec{r} - \omega \cdot t \right) \right] \quad (2-16)$$

angegeben werden.

Die Überlagerung von n Teilstrahlen kann exemplarisch über

$$\vec{E} = \sum_{j=1}^n E_j = \sum_{j=1}^n \vec{E}_{0j} \cdot \exp \left[i \cdot \left(\vec{k}_j \cdot \vec{r} - \omega \cdot t \right) \right] \quad (2-17)$$

ausgedrückt werden. Das Produkt der beiden Vektoren $\vec{k}_j$ und $\vec{r}$ wird mit Hilfe der Winkel zwischen den beiden Teilstrahlen α_j und β_j bezüglich der Interferenzenebene zu

$$\vec{k}_j \cdot \vec{r} = \begin{pmatrix} k_j \cdot \sin \alpha_j \cdot \cos \beta_j \\ k_j \cdot \sin \alpha_j \cdot \sin \beta_j \\ k_j \cdot \cos \alpha_j \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} \quad (2-18)$$

vereinfacht.

Durch die Berechnung des Skalarproduktes in Gleichung 2-18 und unter der Annahme, dass $\omega = 0$ ist, kann das gesamte elektrische Feld zu

$$\vec{E} = \sum_{j=1}^n E_j = \sum_{j=1}^n \vec{E}_{0j} \cdot \exp \left[-i \cdot k_j \cdot \sin \alpha_j \cdot (x \cdot \cos \beta_j - y \cdot \sin \beta_j) \right] \quad (2-19)$$

hergeleitet werden. Durch mathematische Umformung der komplexen Eulerfunktion kann Gleichung 2-19 zu

$$\begin{aligned} \vec{E} = \sum_{j=1}^n E_j = \sum_{j=1}^n \vec{E}_{0j} \cdot \cos \left[-k_j \cdot \sin \alpha_j \cdot (x \cdot \cos \beta_j - y \cdot \sin \beta_j) \right] + \\ \vec{E}_{0j} \cdot \sin \left[-i \cdot k_j \cdot \sin \alpha_j \cdot (x \cdot \cos \beta_j - y \cdot \sin \beta_j) \right] \end{aligned} \quad (2-20)$$

umgeschrieben werden.

Die räumliche Intensitätsverteilung für die Überlagerung von zwei Laserstrahlen (Zweistrahlin-
terferenz) wird unter der Annahme, dass $E_{01}=E_{02}=E_0$, $\alpha_1=\alpha_2=\alpha_0$ und $\beta_1=\beta_2=\beta_0$ gültig ist, zu

$$\vec{I} = 2 \cdot c \cdot \varepsilon_0 \cdot E_0^2 \cdot \cos^2(k \cdot x \cdot \sin \alpha_j) \quad (2-21)$$

angegeben [56, 65-68].

Abhängig von der Anzahl der interferierenden Teilstrahlen und den Winkeln zwischen diesen Teilstrahlen bezüglich der Interferenzenebene sind unterschiedliche Oberflächenmuster möglich. Im Fall der Überlagerung von zwei Laserstrahlen, ergibt sich ein sinusförmiges Linienmuster, wohin-

gegen die Dreistrahlinterferenz ein Punktmuster hervorruft. Die entstehenden Oberflächentopographien sind das Resultat eines Temperatur- und Oberflächenspannungsgradienten zwischen den Intensitätsmaxima und -minima, wobei sich das schmelzflüssige Material entlang dieser Gradienten bewegt und anschließend erstarrt [58]. Für metallische Oberflächen können Oberflächenstrukturen mit minimalen lateralen Abständen (Strukturperiode) und maximalen Strukturtiefen im Bereich von 1 bis 2 μm realisiert werden. Größere Strukturtiefen und kleinere Strukturperioden sind aufgrund von thermischer Diffusivität nicht möglich [58].

Ein gepulster Nanosekundenlaser (Nd:YAG-Laser mit einer Pulsdauer von 10 ns) gestattet, aufgrund einer Kohärenzlänge von circa 3 m (Produkt aus Pulsdauer und Lichtgeschwindigkeit), eine Interferenzstrukturierung, die über einen klassischen Aufbau von Strahlteilern und hochreflektierenden Spiegel realisiert werden kann [36]. Für Laserpulse mit ultrakurzer Pulsdauer (Ti:Saphir-Laser mit einer Pulsdauer von 100 fs) beträgt die Kohärenzlänge 0.3 μm [37], so dass eine Oberflächenstrukturierung mit Hilfe eines klassischen Interferenzaufbaus nicht mehr möglich ist. Soll dennoch ein Interferenzaufbau mit ultrakurzen Pulsen zur Oberflächenstrukturierung genutzt werden, muss auf ein diffraktives, optisches Element (DOE) zurückgegriffen werden [56, 69-72]. Der optische Aufbau zur Realisierung eines Interferenzaufbaus für ultrakurze Pulse ist in Abbildung 8 dargestellt.

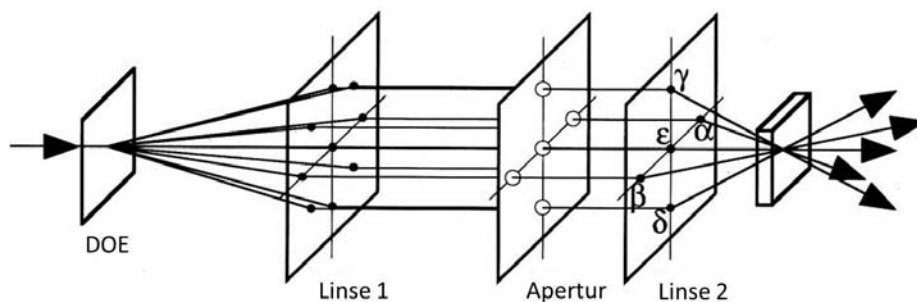


Abbildung 8: Optischer Strahlengang zur Realisierung eines Interferenzaufbaus mit ultrakurzen Laserpulsen. Nach der Aufspaltung des Primärstrahls durch das DOE werden mit Hilfe einer Kollimationslinse (Linse 1) die Teilstrahlen parallel ausgerichtet und anschließend mit einer Fokussierlinse (Linse 2) fokussiert. Eine Aperturblende dient zur Auswahl bestimmter Beugungsordnungen (verändert nach [69]).

Das DOE wirkt wie ein Beugungsgitter und spaltet den Primärstrahl in unterschiedliche Beugungsordnungen auf. Mit Hilfe einer Aperturblende können Strahlen mit unterschiedlichen Be-

gungsordnungen selektiert werden. Die Kollimationslinse richtet die selektierten Strahlen parallel zueinander aus, woraufhin diese mit Hilfe einer Fokussierlinse wieder in einem Punkt auf der Probenoberfläche fokussiert werden [69]. Neben der experimentellen Umsetzung mit diffraktiven optischen Elementen existiert die Möglichkeit über Phasenmasken oder ein Schwarzschildobjektiv den Interferenzaufbau für ultrakurze Laserpulse zu realisieren [73-75].

Da die Interferenzstrukturierung mit ultrakurzen Pulsen auf einem direkten Ablationsmechanismus beruht, können Oberflächenstrukturen hergestellt werden, deren Strukturperiode im Nanometerbereich liegt [70, 76-78]. Beispielweise konnten Linienstrukturen mit einem lateralen Abstand von 15 nm hergestellt werden [70]. Weiterhin soll angemerkt werden, dass die Strukturtiefe nur von der Anzahl der Laserpulse und nicht von der thermischen Diffusivität abhängig ist. Somit bleibt festzuhalten, dass mit Hilfe von ultrakurzen Laserpulsen, verglichen mit der Nanosekundeninterferenz, deutlich kleinere Strukturperioden und größere Struktur Tiefen realisierbar sind.

3. Theoretische Grundlagen Tribologie

Der Begriff „Tribologie“ (griechisch für Reibungslehre) versucht die Phänomene Reibung und Verschleiß, basierend auf den Wechselwirkungen zwischen zwei miteinander in Kontakt stehenden Oberflächen, zu beschreiben und kann nach DIN-Norm folgendermaßen definiert werden:

„Tribologie ist die Wissenschaft und Technik von aufeinander einwirkenden Oberflächen in Relativbewegung. Sie umfasst die Gesamtgebiete der Reibung und des Verschleißes, einschließlich Schmierung und schließt entsprechende Grenzflächenwechselwirkungen sowohl zwischen Festkörpern als auch zwischen Festkörpern und Flüssigkeiten und Gasen ein.“ [79].

Das Gebiet der Tribologie beschäftigt Menschen schon seit einigen Jahrtausenden. Schon die Ägypter befassten sich beim Bau der Pyramiden mit reibungsmindernden Maßnahmen [80]. Die Fortschritte im Bereich Tribologie können mit Meilensteinen korreliert werden, die maßgeblich zum Verständnis der ablaufenden Prozesse in einem tribologischen Kontakt beigetragen haben.

Amontons führte erste grundlegende Studien bezüglich des Einflusses der Normalkraft, der Relativgeschwindigkeit und der Auflagefläche auf die resultierende Reibkraft durch. Aus diesen Erkenntnissen konnte geschlussfolgert werden, dass die Reibkraft proportional zur aufgebrachten Normalkraft und nicht von der geometrischen Kontaktfläche (Auflagefläche) abhängig ist [81]. Basierend auf den Studien von Amontons und der Weiterführung dieser Arbeiten durch Coulomb [80, 82] kann die Reibkraft durch folgende Gleichung beschrieben werden:

$$F_R = \mu \cdot F_N + C_O . \quad (3-1)$$

In Gleichung 3-1 symbolisiert F_R die Reibkraft, F_N die Normalkraft, μ den Reibkoeffizienten und C_O einen kraftunabhängigen Term, der von der Oberflächenbeschaffenheit der beiden Kontaktpartner abhängt [83]. Coulomb konnte weiterhin keine Abhängigkeit der Reibkraft von der Relativgeschwindigkeit nachweisen [82]. In späteren Arbeiten von Molinari et al. und Müser konnte gezeigt werden, dass die Reibkraft für kleine Geschwindigkeiten linear und für große Geschwindig-

keiten logarithmisch von der Relativgeschwindigkeit abhängt [84, 85]. Die Pionierarbeiten von Euler und später Rabinowicz zeigten, dass zwischen dem statischen (μ_s) und kinetischen bzw. dynamischen Reibkoeffizienten (μ_k) unterschieden werden muss [80, 86]. Bowden und Tabor etablierten zur Beschreibung der ablaufenden Vorgänge in einem tribologischen Kontakt ein Adhäsionsmodell. Grundlage dieses Modells war die Erkenntnis, dass technische Oberflächen rau sind und somit die beiden Kontaktpartner nur an den höchsten Rauheitsspitzen in Kontakt stehen. Daraus kann direkt abgeleitet werden, dass die reale Kontaktfläche deutlich kleiner als die geometrische Kontaktfläche sowie abhängig von der wirkenden Normalkraft ist. Die Regionen, die direkt in Kontakt stehen und metallischer Natur sind, bilden eine adhäsive Bindung aus und führen zu einem Kaltverschweißen der beiden Oberflächen. Basierend auf der Annahme, dass der Reibkoeffizient nur auf einem adhäsiven Beitrag beruht, kann folgende Gleichung für den Reibkoeffizient angegeben werden:

$$\mu = \frac{\tau_f}{H_{eff}}, \quad (3-2)$$

wobei τ_f der Scherfestigkeit der adhäsiven Bindung und H_{eff} der effektiven Oberflächenhärte entsprechen. Weiterhin konnten Bowden und Tabor bestätigen, dass die Reibkraft nicht von der geometrischen Kontaktfläche (Tabor junction growth), dagegen jedoch entscheidend von der Größe der realen Kontaktfläche abhängig ist [87].

Green und Tabor erweiterten die Adhäsionstheorie durch die Betrachtung von dynamischen Prozessen, da tribologische Vorgänge auf mikroskopischer Skala keine Gleichgewichtszustände darstellen. Die Belastung im tribologischen Kontakt fördert nicht nur das Wachstum der anfänglich gebildeten adhäsiven Brücken, sondern induziert darüber hinaus die Bildung neuer adhäsiver Bindungen. Somit kommt es zu einer kontinuierlichen Trennung und Neubildung von adhäsiven Kontakten und der Reibkoeffizient kann als eine physikalische Größe aufgefasst werden, die zum Trennen dieser Kontakte notwendig ist [88]. Die Bildung von adhäsiven Bindungen erklärt auch die Tatsache einer mit der Zeit ansteigenden Haftreibung.

Archard sowie Greenwood und Williamson ergänzten die Theorie von Bowden und Tabor durch die Berücksichtigung der Oberflächenrauheit. Unter der Annahme einer rauen Oberfläche mit einer statistischen Höhenverteilung der Rauheitsspitzen konnte nachgewiesen werden, dass die An-

zahl an Rauheitsspitzen im Kontakt und somit die Kontaktfläche mit steigender Belastung zunimmt [89, 90]. Durch die Einführung des Plastizitätsindex kann zwischen elastischen und plastischen Wechselwirkungen unterschieden werden [90].

Die Kontakttheorie nach Hertz zur Berechnung von Kontaktflächen und -drücken [91], die auf der Annahme von ideal glatten Körpern sowie rein elastischen Wechselwirkungen beruht, konnte durch die Einbeziehung von entsprechenden Oberflächenenergien der beteiligten Festkörper erweitert werden und ist in der Literatur unter dem Adhäsionsmodell von Johnson, Kendall und Roberts bekannt [92]. Aus diesem Modell folgt, dass die resultierende Kontaktfläche immer größer als die Hertz'sche Kontaktfläche ist und dass im Fall eines unbelasteten Tribokontakts eine Kraft notwendig ist, um die adhäsiven Bindungen zu trennen [92]. Weitere Modelle zur Beschreibung adhäsiver Effekte sind die Modelle von Derjaguin, Muller und Toporov sowie von Maugis und Dugdale [93, 94].

Die Gültigkeit des linearen Reibgesetzes von Amontons und Coulomb erstreckt sich über einen weiten Gültigkeitsbereich für variable Kraftbereiche und Oberflächen mit unterschiedlicher Oberflächenrauheit. Um Reibvorgänge interpretierbar zu machen, müssen Nichtgleichgewichtsvorgänge auf mikroskopischer Ebene untersucht werden. In diesem Zusammenhang gibt es eine Vielzahl von Einflussfaktoren, da die Oberflächenbeschaffenheit variieren und das Material spröde sowie duktil sein kann. Kontaktdrücke können zwischen wenigen Pa bis hin zu mehreren GPa innerhalb weniger Mikrosekunden variieren. Dies unterstreicht, dass in einem tribologischen Kontakt extreme Bedingungen herrschen und dass dieser nicht mit einer einfachen, linearen Theorie modelliert werden kann [1]. Mittels Molekulardynamik können Reibprozesse durch den Kontakt einer einzelnen Rauheitsspitze mit einer ebenen Fläche angenähert und somit Reibgesetze auf atomarer Skala abgeleitet werden. Mo et al. konnten nachweisen, dass ein linearer Zusammenhang zwischen der Reibkraft und den chemisch-interagierenden Atomen existiert. Für den Fall einer reduzierten Adhäsion wird ein Übergang von einem nicht-linearen zu einem linearen Verhalten bezüglich Reib- und Normalkraft beobachtet [95]. Eine Zusammenfassung der grundlegenden Einflussfaktoren bezüglich trockener Reibung auf mikroskopischer Ebene kann unter [96] und [80] nachgelesen werden.

Abseits der Phänomene, die im Bereich trockener Reibung untersucht wurden, gibt es eine Reihe von weiteren Meilensteinen im Bereich der geschmierten Reibung. Pionierarbeiten zur Einteilung der einzelnen Reibregime stammen von Stribeck, der durch die Aufnahme des Reibkoeffizien-

ten in Abhängigkeit der Normalkraft, der Viskosität und der Relativgeschwindigkeit die Grenz-, Misch- und hydrodynamische Reibung voneinander klassifizieren konnte [10]. Eine mathematische Beschreibung des tribologischen Verhaltens unter hydrodynamischen Bedingungen geht auf Reynolds zurück. Diese grundlegenden Gleichungen (Kapitel 3.6.2) ermöglichen, neben der Abschätzung von Druckfeldern und Tragfähigkeiten, eine Berechnung des Reibkoeffizienten unter der Annahme, dass die tribologischen Eigenschaften nur von den Eigenschaften des Fluids abhängen [97]. Im Fall der Grenzreibung sind in diesem Zusammenhang die Arbeiten von Hardy et al. zu nennen, die maßgeblich zu dem Verständnis der zugrunde liegenden Prozesse beigetragen haben [80, 98, 99].

Aus der Darlegung der Meilensteine im Bereich der trockenen und geschmierten Reibung kann geschlussfolgert werden, dass tribologische Prozesse äußerst komplex sind und dass zum tieferen Verständnis interdisziplinäre Methoden angewendet werden müssen. Die Zusammenstellung in Tabelle 1 verdeutlicht, dass tribologische Vorgänge und Phänomene in vielen technischen Systemen eine essentielle Rolle spielen sowie unterschiedliche Aufgaben zur Gewährleistung einer bestimmten Funktionalität übernehmen.

Bereich	Aufgabenstellung	Tribologisches Beispiel
Maschinenbau	Kraftübertragung	Lager, Kupplung, Bremsen, Getriebe
Verkehr	Personen- und Gütertransport	Rad-Schiene-Kontakt, Reifen-Asphalt-Kontakt
Materialbearbeitung	Probendimensionierung und Einstellung der Oberflächenrauheit	Schneiden, Drehen, Schleifen
Informatik	Daten- und Signalübertragung	Festplatte

Tabelle 1: Einteilung unterschiedlicher Anwendungsbereiche mit entsprechenden Aufgabenstellungen und Verknüpfung mit einem konkreten tribologischen Beispiel (verändert nach [100]).

Trotz der Diversität der Anwendungen weisen diese Beispiele eine Vielzahl von Gemeinsamkeiten auf, die mit Hilfe eines Tribosystems beschrieben werden können.

3.1 Das Tribosystem

Das Tribosystem, welches exemplarisch in Abbildung 9 dargestellt ist, besteht generell aus einem Grund- und einem Gegenkörper (Wirkflächen (1) und (2)), die miteinander in Kontakt stehen. Es ist möglich, dass die beiden Kontaktflächen durch einen Zwischenstoff, der sowohl flüssig als auch fest sein kann, voneinander teilweise oder sogar komplett getrennt sind. Die Positionen, an denen sich Grund- und Gegenkörper berühren, werden Wirkorte genannt. Die Summe aller Wirkorte kann unter der realen Kontaktfläche zusammengefasst werden. In diesem Zusammenhang ist festzuhalten, dass die reale Kontaktfläche in tribologischen Systemen deutlich kleiner ist als die geometrische Kontaktfläche, die über die Probendimensionen vorgegeben wird [83, 87, 96].

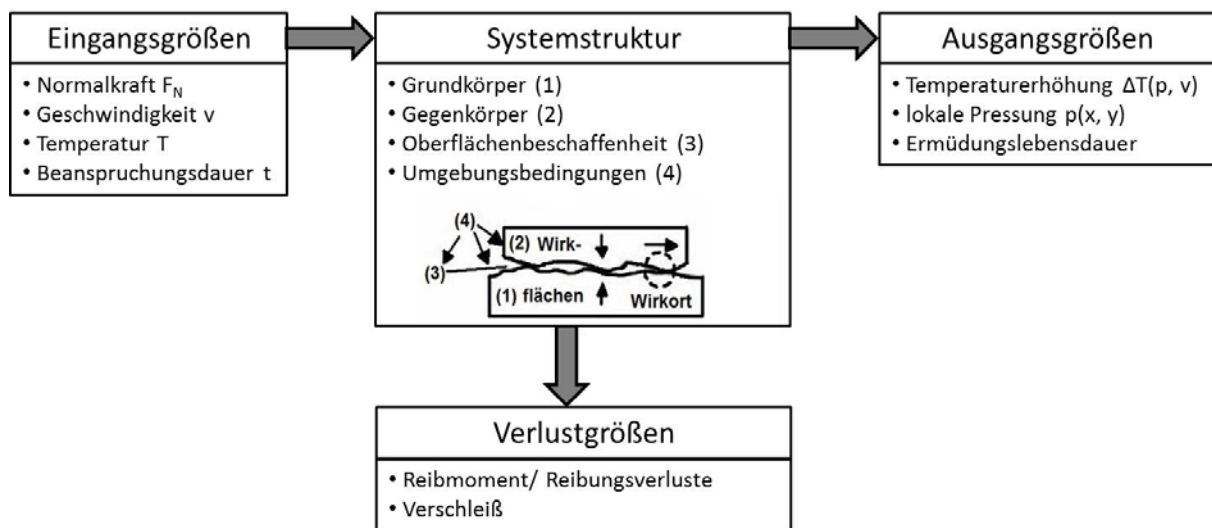


Abbildung 9: Darstellung der Systemstruktur eines Tribosystems mit den wirkenden Eingangsgrößen. Des Weiteren werden auch die resultierenden Ausgangs- und Verlustgrößen aufgeführt, die für das tribologische System essentiell sind (verändert nach [79]).

Die Eingangsgrößen des tribologischen Systems können unter dem Beanspruchungskollektiv zusammengefasst werden. Dazu gehören unter anderem die Normalkraft, die Relativgeschwindigkeit, die Temperatur, die Beanspruchungsdauer sowie die Kinematik des Prozesses (zum Beispiel: Rollen, Gleiten oder Wälzen). Ferner müssen auch die Umgebungsbedingungen sowie die Oberflächenbeschaffenheit berücksichtigt werden, da beide Einflussgrößen maßgeblich die Verlust- sowie die Ausgangsgrößen bestimmen. Da tribologische Prozesse Energie dissipierende Vorgänge darstellen, werden die Messgrößen wie der Reibkoeffizient, das Reibmoment oder Verschleiß-

messgrößen als Verlustgrößen bezeichnet. Durch tribologische Vorgänge können Änderungen der Oberflächentopographie oder -chemie, aber auch der oberflächennahen mikrostrukturellen Eigenschaften induziert werden [79, 100]. Die Oberflächenrauheit und die Dicke von Grenz- bis Schmierfilmen belegen, dass tribologische Prozesse auf unterschiedlichen Größenskalen ablaufen und somit ein multiskaliges Problem darstellen. Die im System vorherrschende Flächenpressung ist einerseits von der aufgebrachten Normalkraft, aber andererseits auch von der mikro- und makroskopischen Geometrie der beiden Kontaktpartner abhängig. Hinsichtlich der Makrogeometrie muss zwischen einem konformen und einem nicht-konformen Kontakt unterschieden werden.

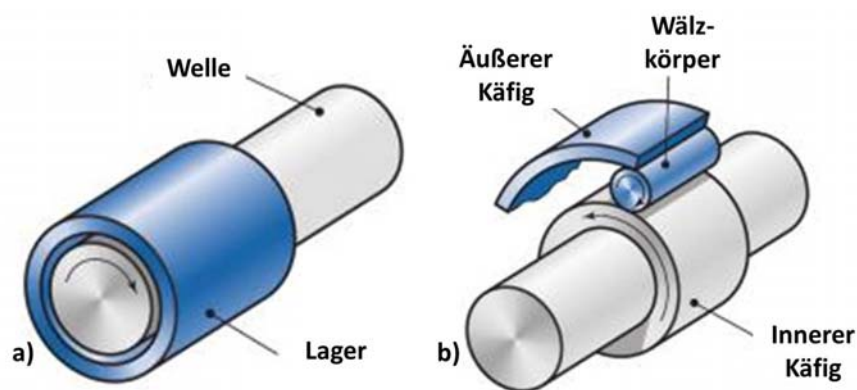


Abbildung 10: Unterscheidung zwischen einem konformen (a) und einem nicht-konformen Kontakt (b) am Beispiel von zwei unterschiedlich konstruierten Lagerungen (verändert nach [101]).

Abbildung 10 verdeutlicht anhand von zwei unterschiedlichen Lagern einen konformen (a) und einen nicht-konformen Kontakt (b). Ein konformer Kontakt weist eine relativ große Kontaktfläche auf und folglich sind die resultierenden Kontaktdrücke eher niedrig einzuschätzen. Für nicht-konforme Kontakte stellen sich zumeist kleine Kontaktflächen und somit große Kontaktdrücke ein [83].

In diesem Zusammenhang gilt es weiterhin zwischen der nominellen und der realen Pressung, ähnlich wie im Fall der Kontaktfläche, zu unterscheiden. Im Fall der realen Pressung muss die reale Oberflächentopographie berücksichtigt werden, da sich die entsprechenden Kontaktflächen nur an den höchsten Rauheitsspitzen berühren [83, 87, 96]. Da die reale Kontaktfläche deutlich geringer als die geometrische Kontaktfläche ist, ist auch zu erwarten, dass die reale Pressung von der nominellen abweicht [83, 87, 96]. Somit bleibt festzuhalten, dass tribologische Vorgänge von einer

Vielzahl von Einflüssen abhängen. Da aber die Oberflächen zumeist in direktem Kontakt miteinander stehen, ist die Oberflächenbeschaffenheit und -topographie ein wichtiger Einflussfaktor.

3.2 Die technische Oberfläche und Parameter zu deren Beschreibung

Die Oberflächentopographie ist für die Ausprägung der tribologischen Eigenschaften von entscheidender Bedeutung. In diesem Zusammenhang wird die Beschaffenheit einer Oberfläche durch jeden Herstellungsprozess beeinflusst, so dass folgender prinzipieller Aufbau für eine technische, metallische Oberfläche verallgemeinert werden kann.

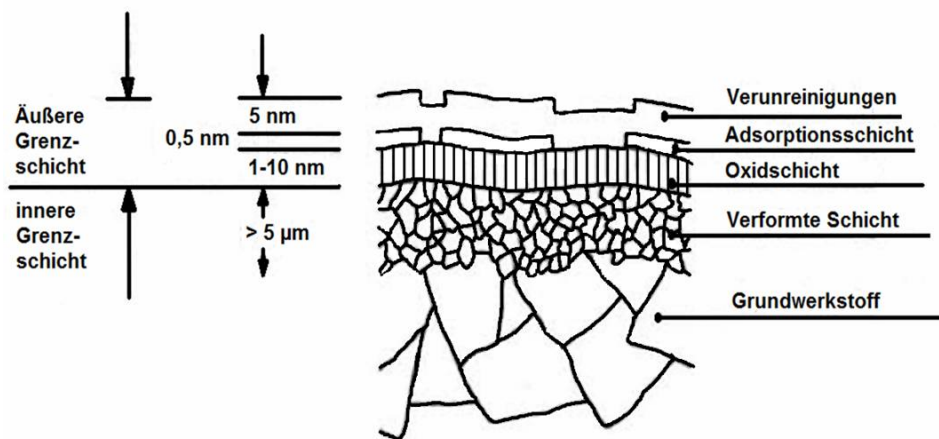


Abbildung 11: Schichtaufbau einer technischen Oberfläche zur Illustration der unterschiedlichen, den tribologischen Prozess beeinflussenden, Oberflächenschichten mit typischen Schichtdicken [79].

Abbildung 11 zeigt den Schichtaufbau einer technischen Oberfläche, der in eine äußere und innere Grenzschicht unterteilt werden kann. Die äußere Grenzschicht ist nur einige Nanometer dick und besteht aus Verunreinigungen, einer Adsorptions- und einer Oxidschicht. Diese Moleküle können durch Chemi- oder Physisorption mit der Oberfläche Adsorptionsschichten ausbilden. Die unterste Schicht der äußeren Grenzschicht stellt eine Oxidschicht dar. Diese kann als natürliche Oxidschicht vorliegen oder während des Herstellungsprozesses thermisch induziert werden [102]. Neben dieser Oxidschicht liegt bei einer technischen Oberfläche typischerweise eine zumeist kaltverformte Schicht vor, die den Beginn der inneren Grenzschicht darstellt. Auf diese Schicht folgt der unveränderte Grundwerkstoff [79].

Neben der Oberflächenbeschaffenheit ist auch die Oberflächenrauheit entscheidend für die Ausprägung der realen Kontaktfläche und somit für die tribologischen Eigenschaften des Systems verantwortlich. Bezüglich der Oberflächenrauheit gibt es keine allgemeingültige Lösung zur Charakterisierung der Oberfläche in tribologischen Systemen. Es kann festgehalten werden, dass eine zu große Oberflächenrauheit zu starkem abrasivem Verschleiß führen kann. Umgekehrt betrachtet, stellt sich eine ideal glatte Oberfläche ebenfalls nachteilig für die tribologischen Eigenschaften heraus, da in diesem Fall mit starken adhäsiven Beiträgen und final adhäsivem Verschleiß zu rechnen ist [103]. Des Weiteren ist eine ideal glatte Oberfläche aus ökonomischen Gesichtspunkten fragwürdig, da zur Herstellung von sehr glatten Oberflächen hohe Herstellungskosten von Nöten sind [104]. Abschließend kann daraus abgeleitet werden, dass durch die definierte Steuerung der Oberflächentopographie durch angepasste Methoden die tribologischen Eigenschaften sowohl unter trockenen als auch unter geschmierten Bedingungen positiv beeinflusst werden können [105, 106].

Zur Beschreibung der Oberflächentopographie gibt es unterschiedliche Kennwerte, die sich in ihrer Eignung bezüglich der Aussagekraft für tribologische Problemfelder unterscheiden. Gängige Größen zur Charakterisierung der Oberflächenrauheit technischer Oberflächen sind zum Beispiel die arithmetische Rauheit R_a , die gemittelte Rautiefe R_z und die quadratische Rauheit R_q (rms). Das Problem der genannten Kennwerte liegt jedoch darin, dass unterschiedlich hergestellte Oberflächen mit einem abweichenden Oberflächenprofil in diesen Oberflächenkennwerten durchaus übereinstimmen können [103]. Es lässt sich festhalten, dass diese Kennwerte nur wenig sensitiv bezüglich leichter Änderungen im Oberflächenprofil und äußerst anfällig für statistische Ausreißer (teilweise auch durch das Messprinzip bedingt) sind. Ferner beschreiben diese Parameter rein die Information bezüglich der Höhe des Rauheitsprofils und geben keine Information hinsichtlich der lateralen Dimension an [103, 107, 108]. Zur Charakterisierung der Oberflächen von tribologischen Kontakten, insbesondere bei strukturierten Kontaktflächen, werden die Kennwerte der Abbott-Firestone Kurve (R_k , R_{pk} und R_{vk}), die „Swedish Height“ H sowie die Profilschiefheit R_{sk} (Skewness) und die Profilsteilheit R_{ku} (Kurtosis) vorgeschlagen, da mit diesen Oberflächenkennwerten auch tribologische Prozesse wie das Einlauf- oder Verschleißverhalten korreliert werden können [103, 107-112]. Folglich ist eine präzisere Aussage über die Oberflächenrauheit mit diesen Kennwerten möglich (Abbildung 12), da diese sensitiv bezüglich der Profilform sind.

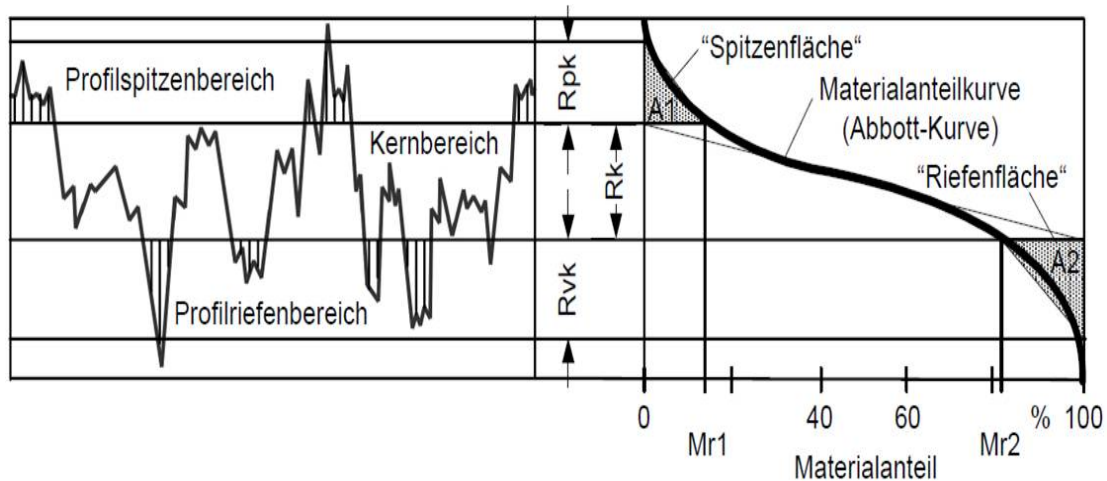


Abbildung 12: Profilschnittdarstellung einer rauen Oberflächen mit zugehöriger Abbott-Firestone Kurve, in der die Oberflächenkennwerte R_k , R_{pk} und R_{vk} graphisch dargestellt sind (verändert nach [113]).

Wie in Abbildung 12 dargestellt, werden zur Bestimmung der Abbott-Firestone Kurve horizontale Geraden in die Oberflächenschnittdarstellung gelegt und somit ein gewichteter Materialanteil berechnet. Dieser gibt das Verhältnis des von der horizontalen Linie geschnitten Rauheitsprofil zur Gesamtlänge an und muss aufgrund von fehlenden Hinterschnidungen im Oberflächenprofil beim Absenken der horizontalen Gerade monoton zunehmen. Das Auftragen der vertikalen Schnittposition und des zugehörigen Materialanteils ermöglicht die Darstellung der Abbott-Firestone Kurve [107].

Aus Abbildung 12 ist ersichtlich, dass aus dieser Kurve unterschiedliche Oberflächenkennwerte abgeleitet werden können. Die Kernrautiefe R_k , die ein Maß für die Profilhöhe nach dem Einlaufvorgang und somit für die Tragfähigkeit der Oberfläche ist, wird durch das Anlegen der Wendetangente bestimmt. Je kleiner dieser Wert ist, desto größer ist die Tragfähigkeit der entsprechenden Oberfläche [107]. Die reduzierte Spitzenhöhe R_{pk} spiegelt eine mittlere Höhe, der aus dem Kernbereich herausragenden Oberflächenspitzen, wider und kann zur Charakterisierung des Einlaufvorgangs herangezogen werden. Die gemittelte Höhe der Oberflächenanteile, die in den Kernbereich hineinragt, wird mit der reduzierten Riefentiefe R_{vk} beschrieben. Dieser Oberflächenkennwert erlaubt eine Aussage über die Speicherfähigkeit einer Oberfläche für einen Schmierstoff und ist somit für die Lebensdauer einer tribologisch beanspruchten Oberfläche ein interessanter Parameter [107].

Ein weiterer Parameter, der direkt aus der Abbott-Firestone Kurve abgeleitet werden kann, ist die „Swedish Height“ H . Diese wird nur in geringem Maße von mess- bzw. statisch bedingten Fluktuationen beeinflusst, da H der Schnitttiefe zwischen 5 und 90 %-tigem Materialtraganteil in der Abbott-Firestone Kurve entspricht [114]. Aufgrund der direkten Korrelation mit dem Einlaufverhalten, der Tragfähigkeit und der Speicherfähigkeit für einen Schmierstoff eignen sich die Kennwerte der Abbott-Firestone Kurve zur Beschreibung von tribologisch beanspruchten Oberflächen.

Die Ableitung der Abbott-Firestone Kurve nach der Ordinate z ergibt die Amplitudendichteverteilung, die Informationen über die Verteilung der Profilhöhen enthält. Das erste und zweite Moment der resultierenden Verteilungsfunktion entsprechen der mittleren Rauheit R_a sowie der quadratischen Rauheit R_q . Zur Charakterisierung von tribologisch beanspruchten Oberflächen eignen sich die Momente 3. und 4. Ordnung, die als Profilschiefe R_{sk} und Profilsteilheit R_{ku} bezeichnet werden. Die beiden Kennwerte beschreiben, wie aus Abbildung 13 a ersichtlich wird, die Abweichung der Verteilungsfunktion von einer idealen Normalverteilung [108].

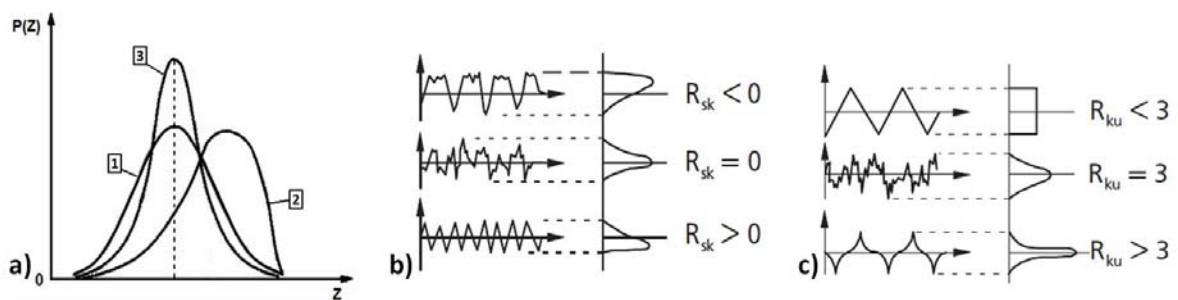


Abbildung 13: Exemplarische Darstellung der Amplitudendichtekurven (a) für eine Oberfläche mit normalverteilter Oberflächenrauheit, eine Oberfläche mit einer negativen Schiefe R_{sk} (3) sowie ausgeprägter Kurtosis R_{ku} (2). Abbildung 5 b und c zeigen unterschiedliche Oberflächenprofile für normalverteilte Oberflächen ($R_{sk} = 0$ und $R_{ku} = 3$) sowie entsprechende Abweichungen von der Normalverteilung am Beispiel der Schiefe und der Kurtosis [114, 115].

Abbildung 13 a zeigt drei Kurven einer Amplitudendichteverteilung mit einer Normalverteilung (1) und einer entsprechenden Abweichung mit negativer Schiefe (2) sowie mit ausgeprägter Kurtosis (3). Im Fall einer normalverteilten Amplitudendichtekurve ergibt sich R_{sk} zu 0 (Abbildung 13 b) und R_{ku} zu 3 (Abbildung 13 c). Im Fall einer negativen Schiefe ($R_{sk} < 0$) verschiebt sich die Amplitudendichtekurve asymmetrisch zu größeren Profilhöhen (Abbildung 13 a) und weist somit ein plateauartiges Profil (Abbildung 13 b) auf. Eine Verschiebung der Amplitudendichtekurve in die entgegengesetzte Richtung führt zu positiven R_{sk} -Werten und zu einem Oberflächenprofil mit spitz

zulaufenden Oberflächenrauheiten (Abbildung 13 b). Die Abnahme der Halbwertsbreite (FWHM = full width at half maximum), die ein Maß für die Breite der Amplitudendichtekurve ist, führt zu einem Anstieg in der Kurtosis auf Werte größer 3 (Abbildung 13 a (3)). Die Auswirkung im Fall einer nicht normalverteilten Oberfläche bezüglich R_{ku} ist in Abbildung 13 c abgebildet [108, 114-116].

Die Schiefe und die Kurtosis eines Profils können durch folgende Gleichungen berechnet werden:

$$R_{sk} = \frac{1}{R_q^3} \cdot \frac{1}{l} \cdot \int_0^l |z(x)^3| \cdot dx \quad (3-3)$$

und

$$R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \cdot \frac{1}{l} \cdot \int_0^l |z(x)^4| \cdot dx \quad (3-4)$$

mit

$$R_q = \sqrt{\frac{1}{l} \cdot \int_0^l z(x)^2 \cdot dx} \quad (3-5)$$

In Gleichung 3-3, 3-4 und 3-5 stellt l die Gesamtmesslänge und $z(x)$ die Höhenverteilung der Oberflächenrauheiten dar [108].

Da in der vorliegenden Arbeit periodische Oberflächenstrukturen hergestellt und tribologisch untersucht werden, bietet sich die Autokorrelationsfunktion an, um die erzeugten Oberflächen hinsichtlich ihrer Homogenität zu beurteilen. Innerhalb eines Oberflächenprofils beschreibt die Autokorrelationsfunktion, ob die im Abstand Δx befindlichen Ordinatenwerte z_i und z_n statistisch voneinander abhängig sind. Mit Hilfe dieser Funktion ist die Bestimmung einer charakteristischen Wellenlänge des Profils anhand des ersten Nulldurchgangs der Autokorrelationsfunktion möglich [108].

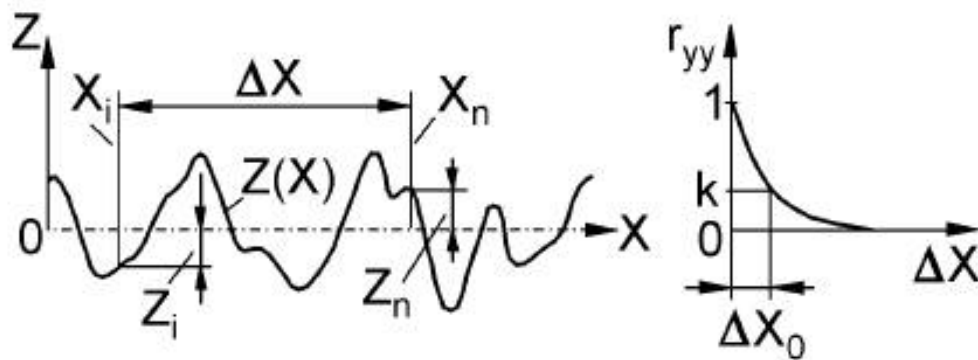


Abbildung 14: Rauheitsprofil und zugehörige Autokorrelationsfunktion einer Oberfläche mit einer normalverteilten Oberflächenrauheit [116].

Abbildung 14 veranschaulicht das Prinzip der Autokorrelationsmethode am Beispiel einer Oberfläche mit einer normalverteilten Oberflächenrauheit. Als Autokorrelationsfunktion dieser Oberfläche ergibt sich eine monoton abklingende Funktion ohne charakteristische Wellenlänge. Mathematisch lässt sich die Autokorrelationsfunktion durch folgendes Integral beschreiben:

$$r_{yy}(\Delta x) = \frac{1}{R_q^2} \cdot \frac{1}{l} \cdot \int_0^l z(x) \cdot z(x + \Delta x) \cdot dx. \quad (3-6)$$

Eine weitere Möglichkeit, die Homogenität periodischer Oberflächen zu beurteilen, stellt in diesem Zusammenhang die spektrale Leistungsdichte dar. In diesem Fall wird das Oberflächenprofil mit Hilfe einer Fourier-Analyse in die einzelnen Raumfrequenzen aufgeteilt und deren Häufigkeit in einem Diagramm gegen die zugehörige Frequenz aufgetragen [108, 117].

Abschließend bleibt festzuhalten, dass die Oberflächenrauheit, aber insbesondere auch die oberflächennahen chemischen und mikrostrukturellen Eigenschaften, für das Verständnis von tribologischen Prozessen essentiell sind. Abseits von diesen Einflussfaktoren müssen für die Interpretation von tribologischen Kurven auch die zugrunde liegenden Reib- und Verschleißmechanismen diskutiert werden.

3.3 Die grundlegenden Reib- und Verschleißmechanismen

Zur Charakterisierung eines tribologischen Prozesses sind mehrere Kenngrößen, wie zum Beispiel der Reibkoeffizient μ oder die Reibkraft F_R , denkbar. Die am häufigsten verwendete Größe stellt in diesem Zusammenhang der Reibkoeffizient dar, der allerdings keine inhärente Materialkonstante, sondern vielmehr material- und systemabhängig ist. Tribologische Vorgänge werden maßgeblich von dem Beanspruchungskollektiv, den Umgebungsbedingungen, der Oberflächenchemie der beteiligten Reibpartner und deren mechanischen sowie mikrostrukturellen Eigenschaften beeinflusst [118]. Neben den genannten Einflussfaktoren spielt auch die Ausprägung der realen Kontaktfläche aufgrund von rauen Oberflächen eine wichtige Rolle, da genau an diesen Stellen die Energie in das System eingebracht bzw. Energie übertragen wird. Da durch tribologische Prozesse mechanische Energie dissipiert oder umgewandelt wird, müssen grundlegende Mechanismen zur Energiedissipation, die Reibmechanismen, näher erläutert werden.

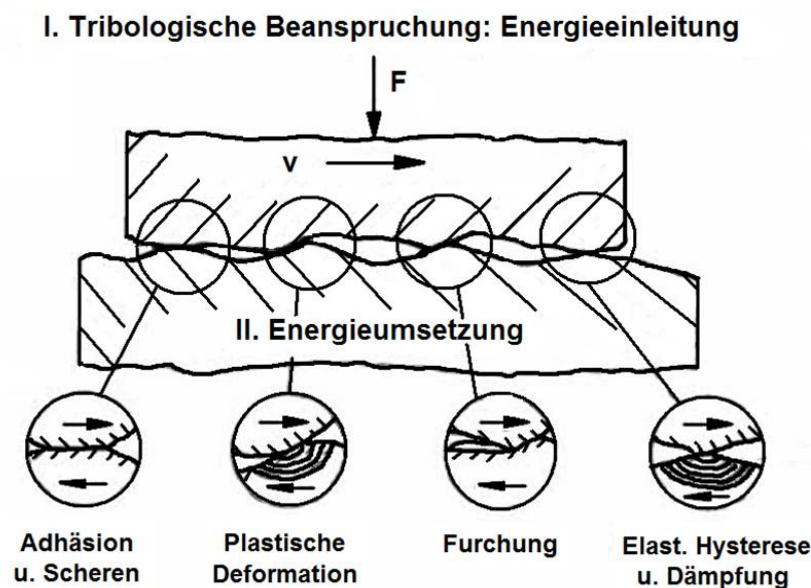


Abbildung 15: Grundlegende Reibmechanismen, die durch die Energieeinleitung in Folge der Beanspruchung induziert werden und eine Energieumsetzung sowie -dissipation hervorrufen [79].

Abbildung 15 fasst die vier grundlegenden Reibmechanismen zusammen, die in Beiträge durch Adhäsion, plastische Deformation, Furchung und elastische Hysterese bzw. Dämpfung unterteilt werden können.

Adhäsive Beiträge entstehen durch die Neubildung und Zerstörung von adhäsiven Bindungen. Im Verlauf eines tribologischen Prozesses kann es dazu kommen, dass neue Rauheitsspitzen in Kontakt kommen oder eine bestehende Oxidschicht abgerieben wird. Der wiederholte Kontakt von metallischen Oberflächen, kombiniert mit lokal hohen Drücken, führt zur Ausbildung von Mikroverschweißungen [87]. Um die Relativbewegung aufrecht zu erhalten, müssen diese Bindungen in einem Schervorgang wieder zerstört werden. Dies stellt somit einen bewegungshemmenden und zugleich Energie dissipierenden Vorgang dar, was direkt einen Beitrag zum gemessenen Reibkoeffizienten liefert. Adhäsive Beiträge können allerdings nicht nur durch Mikroverschweißungen hervorgerufen werden, sondern werden auch induziert, falls der Abstand der Kontaktflächen im Bereich interatomarer Abstände liegt [119].

Aufgrund der inhärenten Oberflächenrauheit der beteiligten Kontaktflächen liegen in einem tribologischen Kontakt, zumeist lokal, hohe Kontaktdrücke vor. Diese überschreiten die Streckgrenze der beiden Kontaktpartner und rufen somit eine plastische Verformung hervor [120]. Durch die irreversible Verformung von Grund- und/oder Gegenkörper wird Energie verbraucht und die Kontaktfläche vergrößert [121]. Im Fall von metallischen Paarungen werden eine Vielzahl von Defekten (Versetzungen [122] und Stapelfehler [123]) in die Mikrostruktur eingebracht [124].

Die Kombination von lokal hohen Belastungen mit einer Kontaktpaarung, in der die Materialien eine unterschiedliche Härte aufweisen, führt zu einem Furchungsprozess, der als dritter Reibmechanismus diskutiert wird. Dieser Prozess kann so schwerwiegend sein, dass Material abgetragen wird bzw. Partikel gebildet werden. Im Fall kleiner realer Kontaktflächen können diese Partikel aus dem Tribokontakt heraus transportiert werden. Des Weiteren besteht die Möglichkeit, dass die Partikel im Kontakt verbleiben und sowohl die Furchungs- als auch die Deformationskomponente erhöhen. Dies kann einen Anstieg des Reibkoeffizienten zur Folge haben [124, 125].

Freiwerdende Reibwärme verbraucht einen weiteren Anteil der eingebrachten Energie, wobei nicht nur ein Temperaturfeld, sondern auch ein örtlich und zeitlich variierendes Spannungs- bzw. Schwingungsfeld (elastische Hysterese und Dämpfung) aufgebaut werden kann [78].

Basierend auf den Arbeiten von Bowden und Tabor [87] und auf der Zusammenstellung der aufgeführten Reibmechanismen wird deutlich, dass der Reibkoeffizient unter trockener Reibung als Summe einer adhäsiven μ_a und deformativen Komponente μ_p beschrieben werden kann. Falls Partikel im Tribokontakt vorliegen, muss diese Summe um einen weiteren Term μ_{dp} erweitert werden,

da Partikel im Reibkontakt maßgeblich zu einer abrasiven oder plastischen Komponente beitragen können [126, 127]. Es lässt sich festhalten, dass sich der Reibkoeffizient als folgende Summe

$$\mu = \mu_a + \mu_d + \mu_{dp} = \frac{F_a + F_d + F_{dp}}{F_N} \quad (3-7)$$

zusammenfassen lässt. F_a und F_d stehen in Gleichung 3-7 für den adhäsiven und deformativen Beitrag zur resultierenden Reibkraft. F_{dp} spiegelt die Wirkung der Partikel auf die gemessene Reibkraft wider. Der adhäsive Beitrag ist in erster Linie von der Materialkombination und der realen Kontaktfläche abhängig. Der Grad der plastischen Deformation, der direkt mit der Oberflächenhärte der Kontaktpartner korreliert, ist der entscheidende Einflussfaktor für den deformativen Anteil. F_{dp} wird durch die Größe, die Oberflächenchemie und die Härte der gebildeten Partikel bestimmt [125, 127].

Die adhäsive Komponente liefert bei metallischen Systemen normalerweise einen vernachlässigbaren Beitrag auf den Haftreibungskoeffizienten, da die meisten metallischen Oberflächen mit einer Oxidschicht bedeckt sind, die die Adhäsion verringert. Insofern stellt die Oberflächentopographie, die ein mögliches Verhaken der Oberflächen nach der Belastung und vor dem Beginn der Relativbewegung induziert, den entscheidenden Einflussparameter auf den Haftreibungskoeffizient dar. In metallischen Systemen kann davon ausgegangen werden, dass F_d und F_{dp} einen größeren Beitrag zum Reibkoeffizient liefern als F_a [119, 125].

Reibphänomene treten unter trockener Reibung oftmals mit Verschleißerscheinungen auf. Ein einfacher Zusammenhang zwischen Reibung und Verschleiß existiert nicht, da dieser von der Art und dem Umfang der Energiedissipation im System abhängig ist. Die eingebrachte mechanische Energie kann in Form von Wärme, Vibrationen oder plastischer Deformation dissipiert werden. Die freiwerdende Wärme kann dazu führen, dass sich eine thermisch-induzierte Oxidschicht bildet, Phasenumwandlungen stattfinden oder chemische Reaktionen im Tribokontakt ausgelöst werden. Ferner werden durch plastische Deformation auch mikrostrukturelle Defekte eingebracht, die einen Teil der Energie in der Mikrostruktur speichern. Es ist möglich, dass zwei Tribosysteme den gleichen Reibkoeffizienten haben, aber dennoch vollkommen unterschiedliche Verschleißmechanismen, -volumina und -raten aufweisen, da die Energiedissipation durch unterschiedliche Prozesse erfolgt [118, 128]. Als beeinflussende Faktoren hinsichtlich Verschleiß unter trockener Reibung

können die Normalkraft, die Relativgeschwindigkeit, die Mikro- bzw. Makrogeometrie der beteiligten Oberflächen, die Umgebungsbedingungen (Temperatur und Luftfeuchtigkeit) sowie die thermischen, mechanischen und chemischen Eigenschaften der involvierten Kontaktpartner genannt werden [129].

Chemische und physikalische Wechselwirkungen im Tribokontakt, die Stoff-, Oberflächen- und Formänderungen hervorgerufen können, werden unter dem Oberbegriff Verschleißmechanismen zusammengefasst. Dieser kann in zwei unterschiedliche Kategorien unterteilt werden:

- Energetische, kräfte- bzw. spannungsmäßige Wechselwirkungen sowie
- Atomare, molekulare oder intermolekulare Wechselwirkungen [79, 130].

Der ersten Kategorie können die Oberflächenzerrüttung und Abrasion zugeordnet werden, wohingegen Adhäsion und tribochemische Reaktionen dem zweiten Aspekt zuzuteilen sind. Abbildung 16 stellt die vier grundlegenden Prozesse schematisch dar.

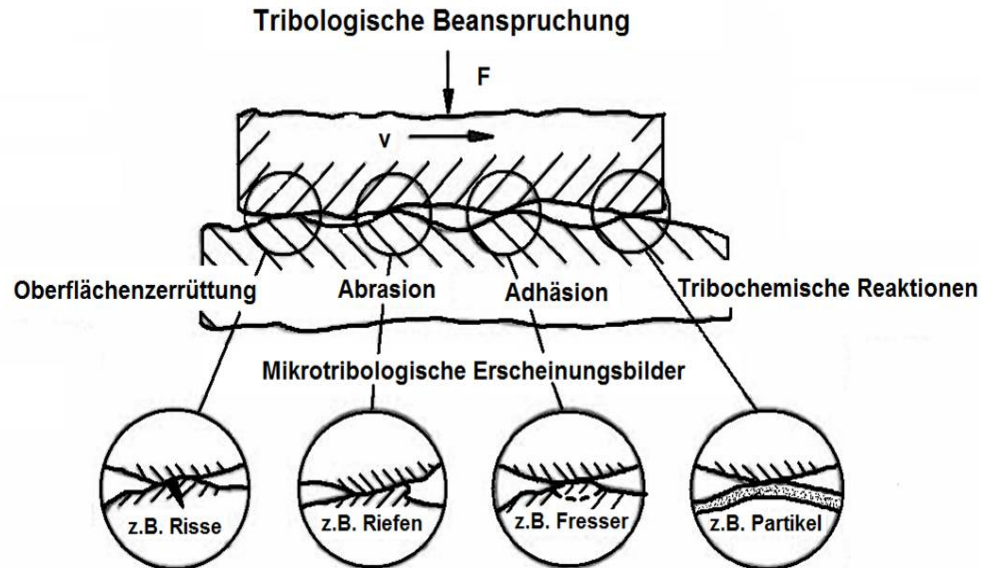


Abbildung 16: Exemplarische Darstellung der grundlegenden Verschleißmechanismen bei mikroskopischer Betrachtung [79].

Falls ein Unterschied in der Härte der beteiligten Kontaktpartner besteht, kann dies abrasiven Verschleiß auslösen, da der härtere Körper in den weicheren Körper eindringt und dadurch Mate-

rial verschoben sowie abgetragen wird. Typischerweise kommt es durch diesen Prozess zur Bildung von Verschleißpartikeln, die eine Kontaktsituation hervorrufen, in der drei Körper berücksichtigt werden müssen [131]. Die Verschleißpartikel können einerseits aus dem Tribokontakt heraus transportiert werden, andererseits besteht die Möglichkeit, dass diese im Kontaktbereich verbleiben. Im Fall eines Verbleibs zwischen den beiden Reibflächen, können Verschleißpartikel zu einer Erhöhung der abrasiven Komponente führen und somit die Bildung von weiteren Verschleißpartikeln induzieren. Die Anzahl der Verschleißpartikel nimmt zu bis sich ein dynamisches Gleichgewicht aus gebildeten und aus dem Kontakt heraus transportierten Partikeln einstellt. Des Weiteren können Verschleißpartikel über die Zeit Agglomerationen bilden, die mit fortschreitendem Reibprozess wieder aufgebrochen werden. Verschleißpartikel weisen typischerweise oxidische und metallische Anteile auf und haben aufgrund der lokal hohen Temperatur eine erhöhte Oxidationsneigung. Oxidische Partikel verstärken aufgrund ihrer im Vergleich zu Metallen höheren Härte den abrasiven Effekt [130, 132-138]. Durch Oberflächenzerrüttung kann es zur Materialermüdung und zur Initiierung von Rissen sowie zum Risswachstum kommen. Dies begünstigt weiterhin die Bildung von Verschleißpartikeln [139-141]. Daraus wird deutlich, dass abrasiver Verschleiß ein über die Zeit veränderliches Phänomen darstellt, das in erster Linie von der Härte der beteiligten Materialien und der vorherrschenden Kontaktpressung abhängig ist [119].

Adhäsiver Verschleiß tritt auf, wenn sich zwei metallische Oberflächen ohne Oxid- oder Grenzschicht berühren. Aufgrund des lokal vorherrschenden Kontaktdrucks verschweißen beide Oberflächen miteinander und die Relativbewegung kann nur durch eine Materialverschiebung sowie einen Bruch der Bindung aufrechterhalten werden, wobei ein Materialtransfer vom Grund- zum Gegenkörper oder umgekehrt hervorgerufen werden kann. In diesem Zusammenhang ist zu erwähnen, dass bei der Materialauswahl gleiche Materialien für Grund- und Gegenkörper vermieden werden sollten, da eine solche Konstellation eine starke adhäsive Neigung aufweist [99]. Aufgrund der hohen Pressungen und der daraus resultierenden Temperatur können Diffusionsprozesse sowie tribochemische Reaktionen ausgelöst werden [133, 142-144].

Hinsichtlich der Intensität der Verschleißerscheinungen wird zwischen gering (mild wear) und stark ausgeprägtem Verschleiß (severe wear) unterschieden. Abbildung 17 stellt diese Kategorisierung graphisch dar und fasst die Verschleißerscheinungen zusammen.

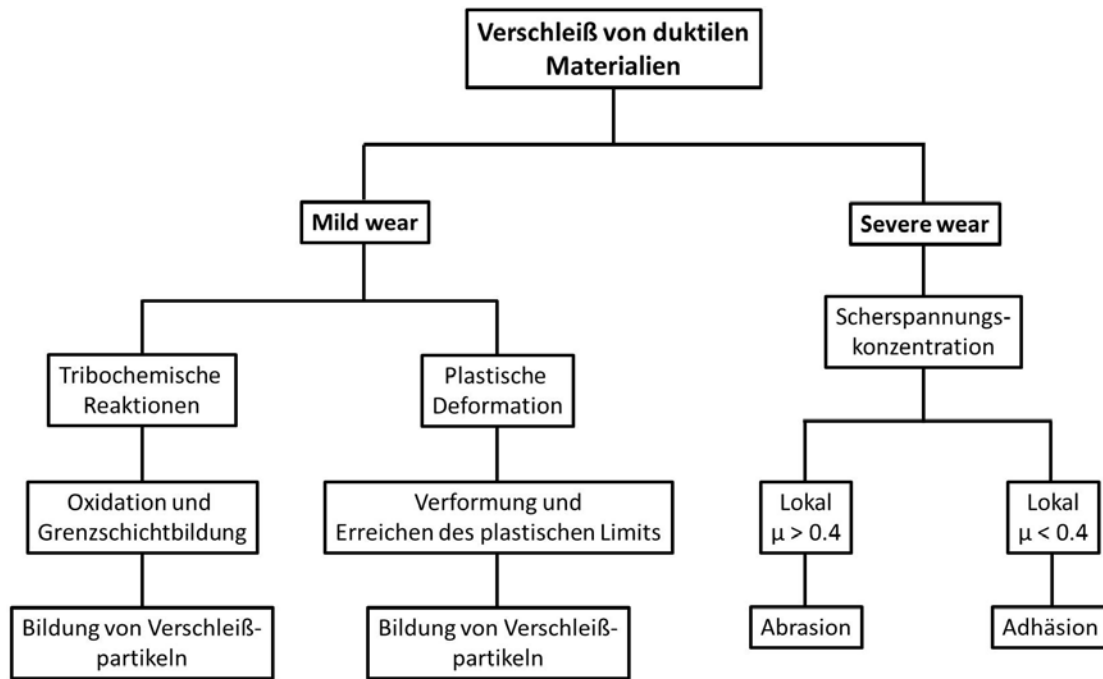


Abbildung 17: Übersicht der verschiedenen Verschleißmechanismen und Kategorisierung hinsichtlich der Intensität ihrer Verschleißerscheinungen [145].

Um Verschleißspuren zu charakterisieren, eignet sich einerseits die Betrachtung der Reibflächen mit Hilfe von Mikroskopieverfahren, womit der zugrunde liegende Verschleißmechanismus analysiert werden kann. Andererseits kann die Breite und Tiefe der Verschleißspur gemessen und durch geeignete Modellannahmen ein Verschleißvolumen berechnet werden. Bei bekanntem Verschleißvolumen kann auf den Verschleißkoeffizient k_{AR} geschlossen werden, der nach Archard [146] folgendermaßen definiert ist:

$$k_{AR} = \frac{W_V}{F_N \cdot s} \quad (3-8)$$

In Gleichung 3-8 stellt W_V das Verschleißvolumen, F_N die Normalkraft und s den Gleitweg dar. Der Verschleißkoeffizient entspricht der Wahrscheinlichkeit, dass in einem Tribokontakt ein Verschleißpartikel gebildet wird. Darüber hinaus ist es auch möglich, dass der Verschleißkoeffizient das Verhältnis zwischen abgetragenen und deformiertem Volumen beschreibt [137].

Neben dem einfachen Verschleißmodell nach Archard existieren zahlreiche weitere Modelle zur Beschreibung des Verschleißes. Diese sind allerdings systemabhängig und somit nicht allgemeingültig bzw. nicht auf andere Tribosysteme übertragbar [147].

3.4 Das Einlaufverhalten von tribologischen Systemen

Bei der Beschreibung von tribologischen Systemen muss berücksichtigt werden, dass Reib- und Verschleißigenschaften zeitlich veränderliche Größen darstellen. In tribologischen Kontakten können mit Hilfe der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten drei unterschiedliche Stadien definiert werden, die den Zustand und die Prozesse im Tribosystem charakterisieren. Das Stadium nach dem Aufbringen der Normalkraft und dem Überwinden der Haftreibung wird als „break-in“ bezeichnet. Das Zeitintervall, das benötigt wird, um einen konstanten Reibkoeffizient einzustellen, wird als Einlauf bzw. Einlaufverhalten (run-in) definiert. Anschließend bleiben der Reibkoeffizient und die tribologischen Eigenschaften nahezu konstant und ein Gleichgewichtszustand wird erreicht. Charakteristische Größen, die den Einlaufvorgang beschreiben, sind die generelle Form der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten, die Dauer bis zum Erreichen des Gleichgewichtszustands und die tatsächlichen Werte für den Reibkoeffizienten im Einlauf- und Gleichgewichtszustand [148, 149].

Zur Charakterisierung des Einlaufvorgangs unterscheidet Blau acht unterschiedliche Kurven (Abbildung 18), die die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten bis zum Erreichen eines Gleichgewichtswertes beschreiben und mit unterschiedlichen Vorgängen hinsichtlich der Oberflächentopographie, der Oberflächenchemie oder der mikrostrukturellen Eigenschaften korrelieren. Abbildung 18 a weist den kleinsten Wert für den Reibkoeffizienten am Anfang der Messung und anschließend einen monoton steigenden Verlauf auf. Dies ist charakteristisch für das zeitliche Verhalten eines Tribokontakts unter trockenen Reibbedingungen mit zwei Metallen als Reibpartner. Der kontinuierliche Anstieg in μ kann über den Abrieb einer oberflächennahen Oxidschicht und einer damit einhergehenden Änderung der Oberflächenchemie sowie mit Veränderungen in der Oberflächenrauheit erklärt werden [150].

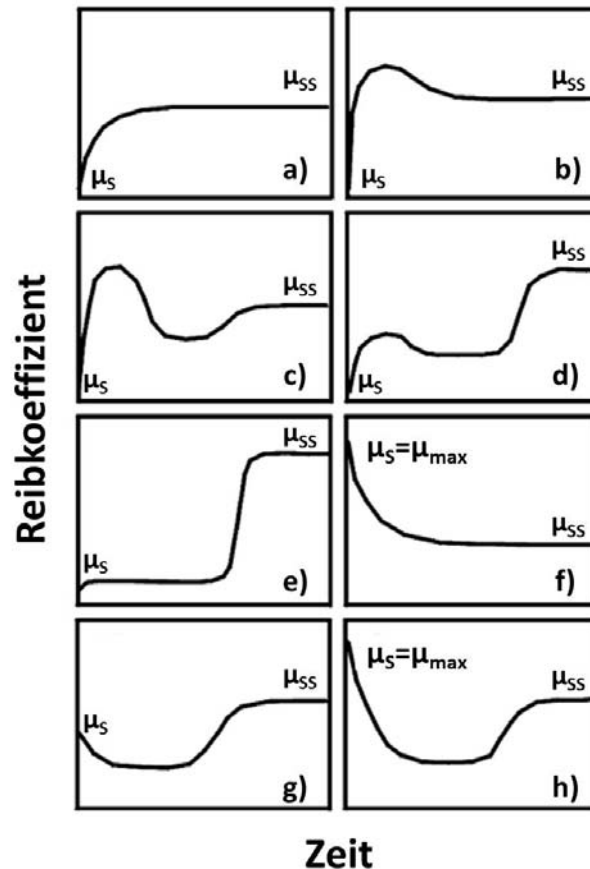


Abbildung 18: Unterschiedliche, charakteristische Kurvenverläufe für die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten zur Beschreibung des Einlaufverhaltens. μ_s stellt hierbei den Reibkoeffizient zu Beginn der Messung und μ_{ss} den Gleichgewichtsreibkoeffizienten dar [149, 150].

Das zeitliche Verhalten der Kurven in Abbildung 18 b-d kann zusammenfassend diskutiert werden, da ein prinzipiell ähnlicher Kurvenverlauf mit einem niedrigen Startwert und einem rapide ansteigendem Reibkoeffizienten vorliegt. Der Gleichgewichtswert kann direkt nach einem Maximum in der μ -Zeit-Kurve erreicht werden oder nochmals von einem abfallenden Verhalten mit anschließendem Übergehen in den Gleichgewichtszustand unterbrochen sein. Diese Kurvenfamilie beschreibt das Verhalten von metallischen Kontaktflächen mit ausgeprägter Oxidschicht. Dieser Fakt erklärt den niedrigen Reibkoeffizienten zu Beginn der Messung, da eine Oxid-Oxid-Paarung im Vergleich zu einer Metall-Metall-Paarung einen kleineren Reibungskoeffizienten aufweist [87, 99, 151]. Durch abrasiven Verschleiß wird die Oxidschicht abgetragen und damit die Wahrscheinlichkeit des metallischen Kontakts zwischen den beiden Reibflächen sukzessiv erhöht. Dies führt zu einem rapiden Anstieg im Reibkoeffizienten aufgrund der Ausprägung von adhäsiven Bindungen,

die zum Aufrechterhalten der Bewegung abgesichert werden müssen [87]. Die Bildung von Verschleißpartikeln und die Wechselwirkung dieser Partikel mit den Reibpartnern bestimmen den anschließenden zeitlichen Verlauf sowie die Größenordnung des Gleichgewichtsreibkoeffizienten [149, 150, 152].

Ein ausgeprägter Übergang zwischen einem Bereich mit einem niedrigen und einem hohen Reibkoeffizienten ist in Abbildung 18 e dargestellt. Die Messung weist zu Beginn einen niedrigen Reibungskoeffizienten auf, der über ein gewisses Zeitintervall konstant bleibt, bevor ein signifikanter Anstieg in μ mit dem Übergang in den Gleichgewichtszustand beobachtet werden kann. Dieser Übergang kann auf die Bildung von Verschleißpartikeln zurückgeführt werden, die den Reibkoeffizient durch eine zusätzliche abrasive Komponente erhöhen [128, 150, 153].

Die Kurve in Abbildung 18 f weist den größten Reibkoeffizient zu Beginn der Messung kombiniert mit einem monoton abklingenden Verhalten auf. Ein möglicher Erklärungsansatz ist die kristallographische Reorientierung der oberflächennahen Mikrostruktur. Während der ersten Reibzyklen ändert sich die Orientierung der oberflächennahen Mikrostruktur, so dass eine Vorzugsorientierung ausgebildet wird. Diese weist eine verringerte Scherfestigkeit auf, die in Richtung der Relativbewegung orientiert ist und somit zu einem kleineren Reibkoeffizienten beiträgt. Der Gleichgewichtszustand wird erreicht, wenn alle Körner sich entlang dieser Richtung ausgerichtet haben [149, 150, 154, 155]. Weitere Einflussgrößen für dieses Verhalten können Veränderungen in der Oberflächentopographie und einer damit verbundenen Änderung der Kontaktfläche sowie -geometrie sein [150].

Der typische Verlauf des Reibkoeffizienten über die Zeit für eine Graphit-Paarung ist in Abbildung 18 g veranschaulicht. Zu Beginn weist diese Kurve eine leichte Abnahme im Reibkoeffizienten auf, die mit der Bildung eines dünnen, schmierenden Films korreliert werden kann. Durch einen Verlust der Schmierwirkung und der Bildung von Verschleißpartikeln wird der anschließende Anstieg in μ erklärt [156].

Die Kurve in Abbildung 18 h spiegelt das Verhalten eines Tribosystems mit keramischen Reibpartnern wieder. Eine Änderung der Oberflächenrauheit korreliert mit der Abnahme des Reibkoeffizienten zu Beginn der Messung, wohingegen der anschließende Anstieg auf die Bildung von Verschleißpartikeln zurückgeführt werden kann [157].

Da Reibung und Verschleiß oftmals gemeinsam auftreten, aber keineswegs direkt gekoppelte Phänomene darstellen, können die Zeiten, bis sich ein konstanter Reibkoeffizient (run-in) bzw. ei-

ne konstante Verschleißrate (wear-in) eingestellt haben, signifikant voneinander abweichen [128, 149].

3.5 Die unterschiedlichen Reibregime

In der industriellen Praxis gibt es eine Vielzahl von Maschinen- und Konstruktionselementen, wie zum Beispiel Lager, Zahnräder oder Kolben/Zylinderpaarungen, die aufgrund der wirkenden Kontaktdrücke tribologisch extrem beanspruchte Bauteile darstellen [158]. Eine Reib- und Verschleißreduktion sowie die damit verbundene Steigerung der tribologischen Effizienz können durch den Einsatz von Beschichtungen (beispielsweise DLC-Beschichtung) [159] oder festen bzw. flüssigen Schmierstoffen erreicht werden [160]. Die Verwendung eines flüssigen Schmierstoffs kann als effektivster Weg verstanden werden, um Reibung und Verschleiß gezielt zu verringern, da die beiden in Kontakt stehenden Oberflächen durch einen Schmierfilm mit geringem Scherwiderstand voneinander getrennt sind und somit der Festkörperkontakt maßgeblich verringert bzw. komplett unterbunden wird. Die Effizienz ist allerdings vom Reibregime abhängig, in dem das Konstruktionselement aufgrund seiner kinematischen Gegebenheiten und des restlichen Beanspruchungskollektivs arbeitet [158, 160, 161].

Durch die Aufnahme des Reibkoeffizienten in Abhängigkeit der Normalkraft, der Ölviskosität und der Relativgeschwindigkeit konnte Stribeck eine charakteristische Kurve definieren, die die unterschiedlichen Reibregime anhand des Reibkoeffizienten einteilt [10]. Diese Kurve kombiniert mit dem λ -Parameter, der das Verhältnis der Ölfilmdicke zur kombinierten Oberflächenrauheit der beiden Kontaktpartner beschreibt, ermöglicht eine exakte Unterteilung in Grenz-, Misch- und hydrodynamische Reibung. Der zur Unterteilung in Abbildung 19 genutzte λ -Parameter wird durch folgenden formalen Zusammenhang beschrieben:

$$\lambda = \frac{h_0}{\sqrt{R_{q1}^2 + R_{q2}^2}}, \quad (3-9)$$

wobei h_0 die minimale Ölfilmdicke und R_{q1} sowie R_{q2} die Oberflächenrauheit von Grund- und Gegenkörper darstellen.

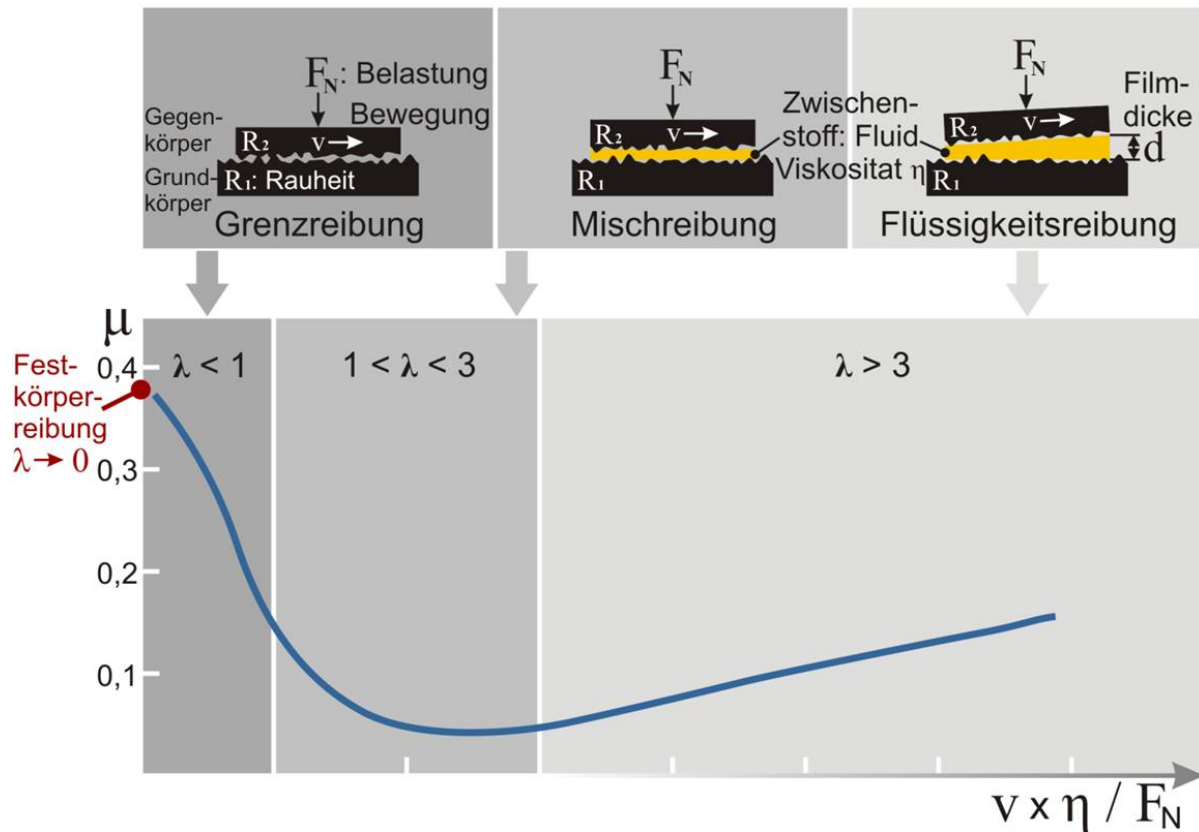


Abbildung 19: Einteilung der unterschiedlichen Reibregime von Festkörperreibung ($\lambda = 0$) bis hydrodynamischer Reibung ($\lambda > 3$) anhand der Stribeckkurve, die den Reibkoeffizienten gegen den Quotienten aus Relativgeschwindigkeit, Ölviskosität und Normalkraft aufträgt. Weiterhin werden durch drei schematische Abbildungen die Kontaktsituation im Bereich Grenz-, Misch- und hydrodynamischer Reibung verdeutlicht (verändert nach [79, 83]).

Abbildung 19 zeigt darüber hinaus, dass die Stribeckkurve in vier Bereiche zu unterteilen ist. Regime eins stellt den Bereich der Festkörperreibung ($\lambda = 0$) dar. In diesem Bereich kommt es zu direktem Kontakt der Rauheitsspitzen, da noch kein Schmierfilm existiert, woraus ein anfänglich hoher Reibkoeffizient resultiert, der von der Oberflächenrauheit und den physikalischen sowie chemischen Eigenschaften der Festkörperoberflächen abhängt [79, 80]. Eine schematische Darstellung der Kontaktsituation unter trockener Reibung im Fall einer rauen, mit einer Oxidschicht bedeckten, Oberfläche ist in Abbildung 20 a abgebildet. Die wesentlichen Wechselwirkungsmechanismen im Bereich der Festkörperreibung wurden in Kapitel 3.3 dargelegt.

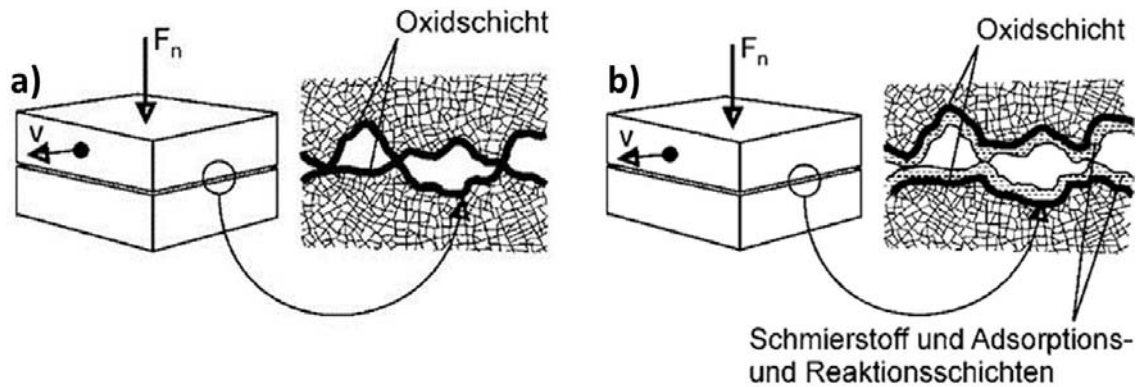


Abbildung 20: Schematische Darstellung der Kontaktsituation unter trockener Festkörper- (a) und Grenzreibung (b) am Beispiel einer rauen, mit Oxid bedeckten, Oberfläche [114].

Im Bereich der Grenzreibung ($\lambda < 1$) ist in der Stribeckkurve ein Abfall des Reibkoeffizienten zu beobachten, der mit einem Anstieg der Schmierfilmdicke korreliert, da durch Physi- bzw. Chemisorption reibungsmindernde Schichten auf der Oberfläche (Abbildung 20 b) gebildet werden. Aufgrund der geringen Schmierfilmdicke kann dieser noch keine tragende Wirkung übernehmen und die komplette Belastung wird von den Rauheitsspitzen getragen [162]. Die entstandenen Grenzschichten hängen von einer Vielzahl von Einflussparametern, wie zum Beispiel der Beschaffenheit der Oberflächen, der Schmierstoffzusammensetzung und den Umgebungsbedingungen, ab [83, 162-164].

Als dritter Bereich in der Stribeckkurve kann die Mischreibung ($1 < \lambda < 3$) identifiziert werden. Die Schmierfilmdicke ist noch nicht ausreichend, um beide Reibpartner vollständig voneinander zu separieren, so dass die Normalkraft einerseits von den Rauheitsspitzen und andererseits vom Schmierstoff getragen wird. Da die Schmierfilmdicke im Bereich der Oberflächenrauheit anzusiedeln ist, beginnt die Oberflächenrauheit in diesem Reibregime den Ölfluss, den Druckaufbau und die Schmierfilmbildung zu beeinflussen. Es bleibt festzuhalten, dass die tribologischen Eigenschaften sowohl von festkörperphysikalischen als auch von hydrodynamischen Aspekten abhängen [83]. Aufgrund der aufgezeigten Wechselwirkungen sind eine mathematische Beschreibung und numerische Modellierung der ablaufenden Prozesse unter Grenz- und Mischreibungsbedingungen äußerst kompliziert [11, 12]. In den vergangenen Jahrzehnten wurde intensiv an der mathematischen Beschreibung sowie an dem Verständnis der ablaufenden Prozesse geforscht, da eine Vielzahl von Maschinenelementen, wie zum Beispiel Getriebe und Nocken-Stößel-Verbindungen, in diesen beiden Reibregimen anzusiedeln sind. Der Trend die Schmierstoffviskosität weiter abzusen-

ken, induziert automatisch eine Reduktion der Schmierfilmdicke, so dass ein grundlegendes Verständnis der Wechselwirkungen im Bereich Grenz- und Mischreibung essentiell zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften von Konstruktionselementen ist [161, 162]. In Abbildung 21 a sind die Kontaktverhältnisse im Bereich der Mischreibung bildlich dargestellt.

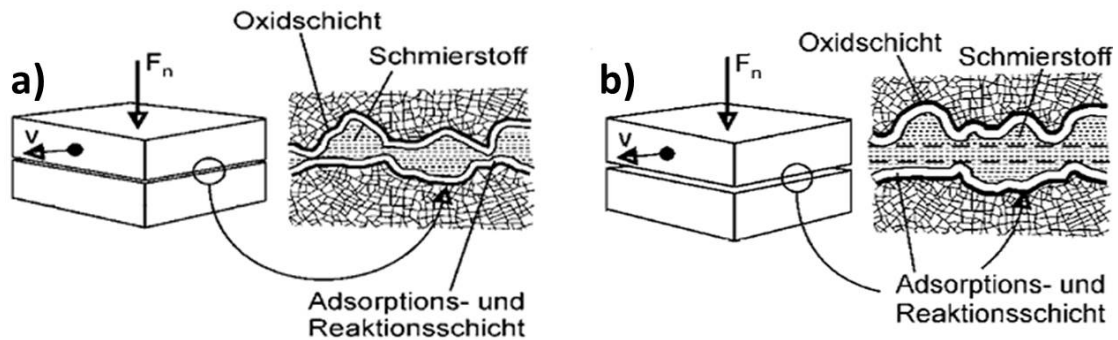


Abbildung 21: Schematische Darstellung der Kontaktsituation unter Misch- (a) und hydrodynamischer Reibung (b) am Beispiel einer rauhen, mit Oxid bedeckten, Oberfläche [114].

Im hydrodynamischen Reibregime ($\lambda > 3$), das den vierten Bereich charakterisiert, sind beide Reibflächen durch einen Ölfilm komplett voneinander getrennt (Abbildung 21 b). Der Reibkoeffizient nimmt in diesem Reibbereich mit steigender Geschwindigkeit zu, da die Scherrate sowie die Scherspannung im Ölfilm mit der Relativgeschwindigkeit ansteigen [83].

Im Bereich der Hydrodynamik ist die Kontaktgeometrie so gestaltet, dass beide Oberflächen möglichst parallel zueinander ausgerichtet sind, aber dennoch die Möglichkeit besteht, dass ein kleiner Winkel, der sogenannte Konvergenzwinkel, zwischen den Reibflächen ausgebildet werden kann. Eine Oberfläche wird als stationär angenommen, wohingegen die zweite Kontaktfläche eine entsprechende Relativgeschwindigkeit aufweist. Dies wird in Abbildung 22 anhand eines konvergenten Schmierspalt veranschaulicht. Aufgrund der Relativgeschwindigkeit wird Öl in den sich immer weiter verjüngenden hydrodynamischen Schmierspalt transportiert. Da Öl eine inkompressible Flüssigkeit ist und das Platzangebot sich bei größer werdender Schmierstoffmenge reduziert, resultiert daraus ein hydrodynamischer Druckaufbau. Dieser ist ausreichend, um die Oberflächen voneinander zu separieren und die äußere Belastung zu tragen [80, 83].

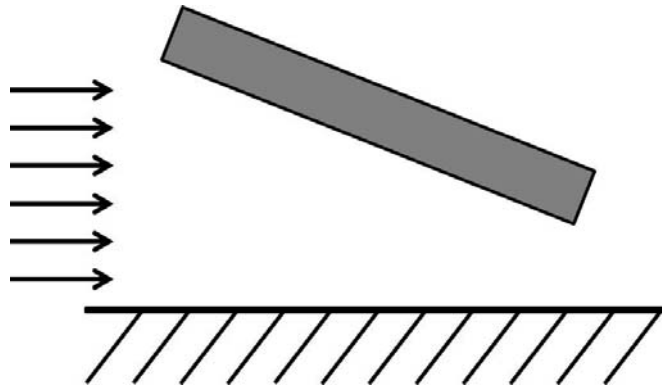


Abbildung 22: Funktionsmechanismus eines konvergenten Schmierspalt im hydrodynamischen Reibregime, wobei die obere Reibfläche als stationär angenommen wird. Die untere Reibfläche weist eine entsprechende Relativgeschwindigkeit auf.

Der letzte Bereich der klassischen Stribeckkurve kann nochmals in die Bereiche der elastohydrodynamischen und hydrodynamischen Reibung unterteilt werden. Eine mögliche Darstellung ist eine elastohydrodynamische Stribeckkurve [11]. Unter elastohydrodynamischen Schmierbedingungen ist die Belastung auf eine kleine Kontaktfläche konzentriert, so dass durchschnittliche Kontaktdrücke von 1 bis 3 GPa auftreten. Beispiele für Konstruktionselemente, die unter diesen Bedingungen arbeiten, sind Kugellager, Zahnradpaarungen und Nocken-Stößel-Verbindungen [158, 161, 162]. Die direkte Anwendung der Reynolds-Gleichung auf diese tribologische Problemstellung führt zu einer Vorhersage der Schmierfilmdicke von wenigen Angström. Unter Berücksichtigung der hohen Drücke sowie der damit verbundenen Änderung in der Viskosität und der elastischen Abflachung, können mittels einer angepassten Reynolds-Gleichung Fluidfilmdicken von mehreren Mikrometern vorhergesagt werden [83]. Die elastohydrodynamische Schmierfilmdicke hängt von den kinematischen Bedingungen, der Belastung, den elastischen Eigenschaften der beteiligten Materialien, der Makrogeometrie der Körper sowie den Eigenschaften des Schmierstoffes ab [165, 166]. Zahlreiche empirische Gleichungen, die die Ölfilmdicke mit den genannten Einflussparametern verknüpfen, sind verfügbar und können in [80, 167, 168] nachgelesen werden. Letztendlich bleibt festzuhalten, dass die Relativgeschwindigkeit und die Viskosität, ähnlich wie in der Hydrodynamik, die wichtigsten Einflussparameter hinsichtlich der Ölfilmdicke sind. Eine detaillierte Beschreibung der Messung der Schmierfilmdicke ist in [169, 170] gegeben und die mathematische Behandlung des Problems wird in [171-173] abgehandelt.

3.6 Mathematische Beschreibung tribologischer Kontaktprobleme

In diesem Kapitel werden die grundlegenden mathematischen Modelle im Bereich trockener und hydrodynamischer Reibung, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit essentiell sind, zusammengefasst. Zur Abschätzung der geometrischen Kontaktfläche und der resultierenden Kontaktdrücke eignet sich das Hertz'sche Kontaktmodell [91], während zur Beschreibung der tribologischen Verhältnisse unter hydrodynamischer Reibung die Reynolds-Gleichung verwendet wird [97].

3.6.1 Das Hertz'sche Kontaktmodell für trockene Reibung

Das Hertz'sche Kontaktmodell dient zur Abschätzung der geometrischen Kontaktfläche und -pressung für den Fall eines Kontakts zwischen einer Kugel und einer ebenen Fläche. In diesem Modell werden für beide Kontaktflächen ideal glatte Oberflächen und ein rein elastisches Materialverhalten vorausgesetzt. Adhäsive und deformative Beiträge werden vernachlässigt [91]. Abbildung 23 verdeutlicht den Kontakt zwischen einer Kugel und einem ebenen Halbraum.

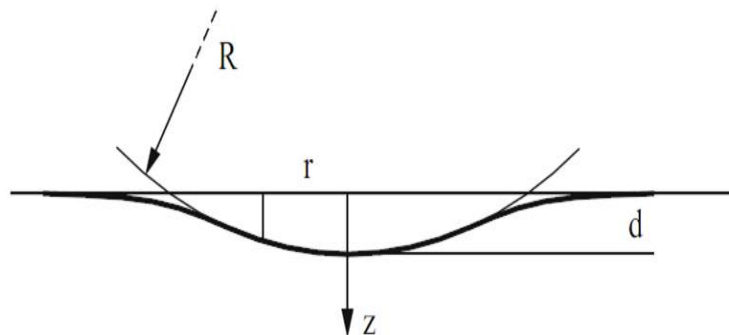


Abbildung 23: Schematische Darstellung des Kontakts zwischen einer glatten Kugel und einem unendlich ausgedehnten ebenem Halbraum [174].

Durch folgende Gleichung lässt sich die Verschiebung der Oberflächenpunkte in z-Richtung beschreiben

$$u_z = d_H - \frac{r^2}{2 \cdot R}, \quad (3-10)$$

wobei R dem Kugelradius, d_H der Eindringtiefe und r einem Geometrieparameter entsprechen. Ferner wird angenommen, dass der Kontaktradius a und der maximal wirkende Druck p_0 diese Materialverschiebung hervorrufen. Für die Gesamtkraft ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$F = \frac{2}{3} \cdot p_0 \cdot \pi \cdot a^2. \quad (3-11)$$

Aus diesen Gleichungen und unter Berücksichtigung, dass sich der reduzierte E-Modul zu

$$\frac{1}{E_{red}} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (3-12)$$

ergibt, kann der Kontaktradius abgeleitet werden zu:

$$a = \left(\frac{3 \cdot F_N \cdot R}{4 \cdot E_{red}} \right)^{\frac{1}{3}}. \quad (3-13)$$

Der reduzierte E-Modul berechnet sich aus den E-Moduln (E_1 und E_2) und den Querkontraktionszahlen (ν_1 und ν_2) der beiden Kontaktpartner.

Eine detaillierte Herleitung des Hertz'schen Kontaktmodells kann unter [91, 174] nachgelesen werden. Das Hertz'sche Kontaktmodell bildet die Grundlage für weitere Kontaktmodelle, die zum Beispiel die Oberflächenrauheit oder Adhäsionsbeiträge berücksichtigen [90, 92].

3.6.2 Die Reynolds-Gleichung unter hydrodynamischen Bedingungen

Die Reynolds-Gleichung eignet sich für die Beschreibung des tribologischen Verhaltens unter hydrodynamischen Reibbedingungen. Grundlage für die Herleitung dieser Gleichung sind zwei Oberflächen, die sich aufgrund einer Relativgeschwindigkeit gegeneinander verschieben. Mit Hilfe der Reynolds-Gleichung kann die Druckverteilung bzw. das Druckfeld im Schmierstoff berechnet werden.

Der Druck im Fluid kann als eine Funktion $p = f(x, y, h, \eta, U_1, U_2, V_1, V_2, w_1, w_2)$ beschrieben werden, wobei U, V und w die Geschwindigkeiten der beiden Oberflächen in x-, y- und z-Richtung angeben. Des Weiteren stellen η die dynamische Viskosität des Schmierstoffs und h die Schmierfilmdicke dar. Es sei angemerkt, dass die Viskosität und Schmierfilmdicke nicht als konstant in x- und y-Richtung angenommen werden. Die Herleitung der Reynolds-Gleichung basiert auf der Auswertung des Gleichgewichts hinsichtlich des Flusses bezogen auf ein Volumenelement sowie einer exakten Kontinuitätsanalyse des Flusses [83 ,97].

Um die mathematische Beschreibung zu vereinfachen, werden einige Annahmen getroffen. Der Druck und die Viskosität werden im gesamten Schmierfilm als konstant angenommen. Ein laminarer Fluss sowie ein Newton'sches Fluid (linearer Zusammenhang zwischen Schergeschwindigkeit und Scherspannung) und die Vernachlässigung sämtlicher Randeffekte sind weitere Randbedingungen für die Herleitung. Für die Gleichgewichtsbetrachtungen wird das in Abbildung 24 ausgewählte Volumenelement genutzt, wobei die Variablen p und τ die entsprechenden Normal- und Scherspannungskomponenten darstellen.

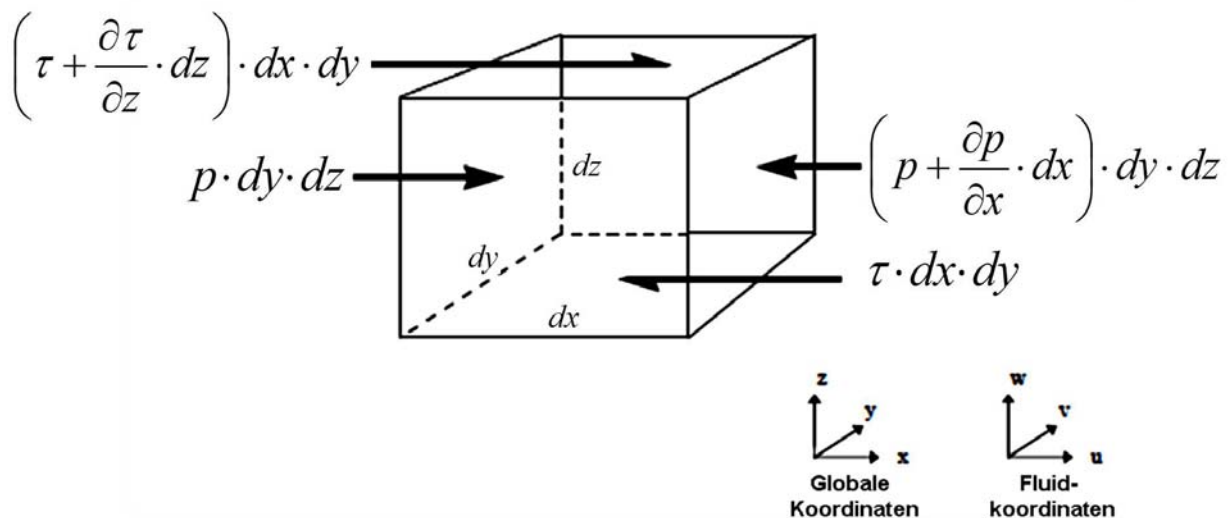


Abbildung 24: Gleichgewichtsbetrachtung des Flusses, der vereinfacht an einem einzelnen Volumenelement dargestellt wird (verändert nach [83]).

Aus einer Gleichgewichtsbetrachtung der wirkenden Kräfte in x-Richtung ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$p \cdot dy \cdot dz + \left(\tau + \frac{\partial \tau}{\partial z} \cdot dz \right) \cdot dy \cdot dx = \tau \cdot dx \cdot dy + \left(p + \frac{\partial p}{\partial x} \cdot dx \right) \cdot dy \cdot dz . \quad (3-14)$$

Durch mathematische Vereinfachungen und die Division durch das gegebene Volumen ($dx \cdot dy \cdot dz$) vereinfacht sich Gleichung 3-14 zu

$$\frac{\partial \tau}{\partial z} = \frac{\partial p}{\partial x} . \quad (3-15)$$

Die Annahme, dass der Schmierstoff ein Newton'sches Fluid darstellt, liefert

$$\tau = \eta \frac{\partial u}{\partial z} . \quad (3-16)$$

Nach dem Einsetzen von Gleichung 3-16 in 3-15 folgt in x-Richtung

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\eta \frac{\partial u}{\partial z} \right) \quad (3-17)$$

und in y-Richtung

$$\frac{\partial p}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial z} \left(\eta \frac{\partial v}{\partial z} \right) . \quad (3-18)$$

Durch zweimalige Integration der Gleichung 3-17 ergibt sich

$$\eta \cdot u = \frac{\partial p}{\partial x} \frac{z^2}{2} + C_1 x + C_2 . \quad (3-19)$$

Unter Ausnutzung der Randbedingungen $z = 0$ bei $u = U_1$ und $z = h$ bei $u = U_2$ können die Integrationskonstanten bestimmt werden. Das Einsetzen dieser Konstanten in Gleichung 3-19 führt zu folgender Darstellung:

$$\eta \cdot u = \frac{\partial p}{\partial x} \frac{z^2}{2} + \eta \cdot (U_2 - U_1) \frac{z}{h} - \frac{\partial p}{\partial x} \frac{h \cdot z}{2} + \eta \cdot U_1. \quad (3-20)$$

Somit kann das Geschwindigkeitsprofil in u-Richtung im Fluidkoordinatensystem durch

$$u = \frac{\partial p}{2\eta \partial x} \cdot (z^2 - z \cdot h) + (U_2 - U_1) \cdot \frac{z}{h} + U_1 \quad (3-21)$$

sowie das Profil in v-Richtung durch

$$v = \frac{\partial p}{2\eta \partial y} \cdot (z^2 - z \cdot h) + (V_2 - V_1) \cdot \frac{z}{h} + V_1 \quad (3-22)$$

angegeben werden.

Die Betrachtung eines Volumenelementes des Schmierstoffes zwischen den beiden Oberflächen, das in Abbildung 25 abgebildet ist, ermöglicht die Bestimmung der Geschwindigkeitsprofile des Flusses in x- und in y-Richtung im globalen Koordinatensystem.

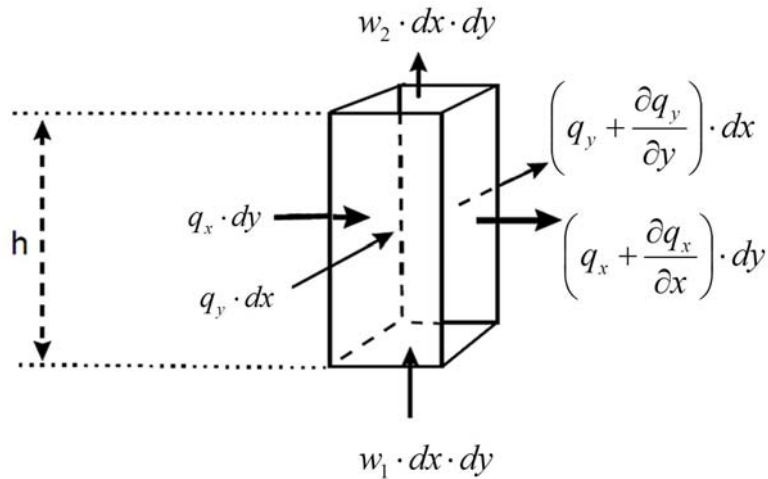


Abbildung 25: Volumenelement des Schmierstoffes, der zwischen den beiden Festkörperoberflächen lokalisiert ist, zur Ableitung des Schmierstoffflusses (verändert nach [83]).

Die Integration der Gleichungen 3-21 und 3-22 zur Ermittlung des Schmierstoffflusses in x- und y-Richtung ergibt

$$q_x = -\frac{h^3}{12 \cdot \eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} + (U_2 + U_1) \cdot \frac{h}{2} \quad (3-23)$$

und

$$q_y = -\frac{h^3}{12 \cdot \eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial y} + (V_2 + V_1) \cdot \frac{h}{2}. \quad (3-24)$$

Die Kontinuitätsgleichung des Volumenflusses liefert folgenden Zusammenhang:

$$q_x dy + q_y dx + w_1 dx dy = \left(q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \right) dy + \left(q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \right) dx + w_2 dx dy. \quad (3-25)$$

Daraus ergibt sich unter Ausnutzung von mathematischen Umformungen

$$\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + (w_2 - w_1) = 0, \quad (3-26)$$

so dass in Gleichung 3-26 die beiden ermittelten Ausdrücke für den Fluss in x-Richtung (Gleichung 3-23) und den Fluss in y-Richtung (Gleichung 3-24) eingesetzt werden können. Daraus kann folgende Gleichung hergeleitet werden:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left[-\frac{h^3}{12 \cdot \eta} \frac{\partial p}{\partial x} + \left(U_2 + U_1 \cdot \frac{h}{2} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[-\frac{h^3}{12 \cdot \eta} \frac{\partial p}{\partial y} + \left(V_2 + V_1 \cdot \frac{h}{2} \right) \right] \\ + (w_2 - w_1) = 0. \end{aligned} \quad (3-27)$$

Im hydrodynamischen Fall wird immer eine der beiden Kontaktflächen als stationär angenommen, so dass

$$U = \left(\frac{U_1 + U_2}{2} \right) = \frac{U_1}{2} \quad (3-28)$$

und

$$V = \left(\frac{V_1 + V_2}{2} \right) = \frac{V_1}{2} \quad (3-29)$$

gilt. Da U keine Funktion von x und V keine Funktion von y sind, ergibt sich die allgemeine zweidimensionale Reynolds-Gleichung zu

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{h^3}{\eta} \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{h^3}{\eta} \frac{\partial p}{\partial y} \right) = 6 \cdot \left[U_1 \cdot \frac{\partial h}{\partial x} + V_1 \frac{\partial h}{\partial y} + 2(w_2 - w_1) \right]. \quad (3-30)$$

Mittels zweimaliger Integration von Gleichung 3-30 über ein bestimmtes Volumen mit bekannter Fluidverteilung $h = f(x, y)$ und angepassten Randbedingungen, ist die Bestimmung der Druckverteilung $p(x, y)$ in Abhängigkeit der minimalen Ölfilmdicke, der Viskosität und der Relativgeschwindigkeit möglich.

Durch Integration der Druckverteilung über den gesamten Schmierfilm kann die Tragfähigkeit W zu

$$W = \iint p(x, y) dx dy \quad (3-31)$$

berechnet werden.

Die Berechnung der Reibkraft bei bekannter Scherspannung erfolgt über Integration der Scherspannung über den gesamten Fluidfilm, wobei angenommen wird, dass die Reibkraft nur aus der Scherung des Fluids resultiert. Basierend auf diesen Annahmen ist die Reibkraft gegeben durch

$$F_R = \pm \iint \tau dx dy, \quad (3-32)$$

wobei die Scherspannung durch Differenzierung von Gleichung 3-21 bzw. 3-22 berechnet werden kann und so dass sich Gleichung 3-32 zu

$$F_R = \iint \left(-\frac{\partial p}{2 \cdot \partial x}(h) + (U_2 - U_1) \cdot \frac{\eta}{h} \right) dx dy \quad (3-33)$$

ergibt.

Die Grundlagen zur mathematischen Beschreibung tribologischer Prozesse unter hydrodynamischen Bedingungen sowie eine generelle Beschreibung der Wechselwirkungen zwischen Schmierstoff und Rauheitsspitzen können in [80, 97, 169, 175] nachgelesen werden.

3.7 Einfluss einer Oberflächenstrukturierung auf die tribologischen Eigenschaften in verschiedenen Reibregimen – Stand der Forschung

Im nachfolgenden Kapitel wird in Abhängigkeit des Reibregimes die Wirkungsweise und Effizienz einer strukturierten, insbesondere einer laser-strukturierten, Oberfläche im Hinblick auf das tribologische Verhalten diskutiert. Dabei soll beurteilt werden, welche Strukturmuster und -parameter eingestellt werden müssen, um die tribologischen Eigenschaften entscheidend zu verbessern.

3.7.1 Trockene Reibung

Unter trockenen Reibbedingungen werden laser-strukturierte Oberflächen in magnetischen Speichermedien eingesetzt. Der magnetische Lesekopf bewegt sich beim Auslesevorgang möglichst dicht über der Festplatte, um eine hohe Signalauflösung zu gewährleisten. Während des Start- bzw. Stoppvorgangs kommt der Lesekopf mit der Festplatte in Kontakt und es tritt Festkörper- bzw. Grenzreibung auf (Wasserfilm auf der Oberfläche). Aus Kapillar- bzw. Adhäsionseffekten können unerwünscht hohe Haftreibungskoeffizienten resultieren. Folglich werden laser-strukturierte Oberflächen in Festplatten eingesetzt, um die Haftreibung herabzusetzen und Adhäsionseigenschaften zu kontrollieren [176-178]. Des Weiteren kann mit einer Laserstrukturierung gezielt Einfluss auf die Kontaktfläche und somit auf die resultierenden Reibeigenschaften genommen werden. Ferner ist es möglich, Verschleißpartikel in der Oberflächenstruktur zu speichern und die abrasive Verschleißkomponente zu reduzieren [179-181]. Untersuchungen an nitrierten Stahloberflächen sowie die Kombination eines Festschmierstoffs (Molybdändisulfid) mit einer Oberflä-

chenstrukturierung zeigten eine Verlängerung der Lebensdauer der Beschichtung sowie einen stabileren Verlauf des Reibkoeffizienten über die Zeit [182, 183].

Ein weiterer Aspekt, der unter trockener Reibung beachtet werden muss und für die Diskussion der experimentellen Ergebnisse in Kapitel 5.1 eine essentielle Rolle spielt, ist die Abhängigkeit der tribologischen Eigenschaften von der relativen Reibrichtung. Abhängig von der Geometrie des eingebrachten Oberflächenmusters und der Orientierung der Reibrichtung relativ zur Struktur muss zwischen Reibanisotropie und -asymmetrie differenziert werden. Unterscheiden sich die Reibkoeffizienten des Hin- und Rückwegs bei einer linear-oszillatorischen Bewegung, so wird dies unter dem Begriff Reibasymmetrie zusammengefasst. Reibanisotropie beschreibt das Phänomen, dass der Reibkoeffizient von der Reibrichtung bzw. der relativen Orientierung der Oberflächen zueinander abhängt [184]. Reibanisotropien werden von atomarer bis hin zur Mikrometerskala beobachtet, da sowohl quasikristalline Materialien aufgrund ihrer Symmetrie und elektronischen Struktur, aber auch Nanopartikel, wie zum Beispiel Kohlenstoffnanoröhrchen (CNTs = carbon nanotubes) wegen ihrer unterschiedlichen Ausrichtung zur Probenoberfläche, ein anisotropes Reibverhalten hervorrufen [184-186].

Auf atomarer Skala konnten Shinjo und Hirano in den 90er Jahren durch Experimente an Glimmer-Einkristallen Reibanisotropien nachweisen, die mit dem kristallinen Aufbau und einer entsprechenden Vorzugsorientierung erklärt werden konnten. Die tribologischen Experimente wurden in Abhängigkeit des Winkels zwischen den Glimmer-Einkristallen aufgenommen. Shinjo und Hirano konnten belegen, dass der Reibkoeffizient direkt mit diesem Winkel und somit mit der kristallographischen Ausrichtung der beiden Proben zueinander korreliert [187]. Müser et al. führten dieses Phänomen auf eine strukturelle Lubrizität zurück, da bei einer Inkompatibilität der Kristallstrukturen (inkommensurable Gitter) im Falle des Kontakts von zwei kristallinen Festkörpern ein verschwindend geringer Reibkoeffizient beobachtet wurde [188, 189]. Dienwiebel et al. untersuchten die Reibeigenschaften zwischen der Spitze eines Rasterkraftmikroskops und einer Graphitprobe in Abhängigkeit des Winkels zwischen der Reibrichtung und der Gitterstruktur. Ein deutlicher Anstieg der Reibkraft konnte für einen Winkel von 0 und 60° (gemessene Reibkraft ca. 300 pN) bestimmt werden, wohingegen für alle anderen Winkel eine kleine Reibkraft von ca. 20 pN gemessen wurde. Unter der Annahme eines Materialtransfers von der Graphitoberfläche zur Spitze stellen die Winkel 0 und 60° Extremfälle dar, in denen kommensurable Verhältnisse vorliegen und deshalb eine erhöhte Reibkraft hervorgerufen wird [190, 191]. Es bleibt festzuhalten, dass strukturelle

Lubrizität auf atomarer Skala (Kontaktfläche in der Größenordnung von nm^2) nachgewiesen wurde. Allerdings konnte dieser Effekt für größere Kontaktflächen (nanoskopische bzw. mikroskopische Kontaktflächen) nicht bestätigt werden [192]. Dies wird auf das Vorhandensein von Adsorbaten auf der Oberfläche zurückgeführt, die das tribologische Verhalten entscheidend beeinflussen [193]. Eine Zusammenfassung der tribologischen Phänomene auf atomarer Skala von Stick-Slip-Effekten bis zur strukturellen Lubrizität bietet [192].

Abseits der strukturellen Lubrizität auf atomarer Skala können die tribologische Eigenschaften durch die Einbringung einer definierten Oberflächenstruktur gezielt beeinflusst werden. Schirmeisen et al. strukturierten mit Hilfe eines fokussierten Ionenstrahls eine Siliziumoberfläche mit einer periodischen Rillenstruktur. In diesem Zusammenhang betrug die Strukturtiefe 30 nm und der Strukturabstand wurde im Mikrometerbereich variiert. Als Gegenkörper diente ein Kraftaufnehmer eines Rasterkraftmikroskops, an dem eine Titankugel mit einem Durchmesser von 2.3 μm (bzw. 7.9 μm) befestigt wurde. Linear-oszillatorische Experimente senkrecht zur erzeugten Rillenstruktur weisen in Abhängigkeit des Kugeldurchmessers und der Strukturbreite einen erhöhten Reibkoeffizienten auf, der mit einer potentiellen Verhakungsmöglichkeit zwischen Kugel und Struktur erklärt wird [194]. Meine et al. stellten durch lithographische Verfahren rechteckige Kanalstrukturen (Strukturweite 1 mm) in Silizium her und analysierten den zeitlichen Verlauf der Reibkraft, wenn eine Siliziumnitrid-Kugel (Durchmesser 10 mm) senkrecht zur Struktur gerieben wird. Es konnte ein Anstieg in der Reibkraft gemessen werden, der auf eine größere Kontaktfläche und eine Behinderung der Bewegung zurückgeführt wurde [195]. Die Variation der Strukturbreite (0.1 bis 1000 μm) sowie die Erzeugung von periodischen Strukturen mit gleicher Strukturbreite zeigen einen ähnlichen Effekt. Mit Hilfe dieser Experimente konnte nachgewiesen werden, dass Strukturen, deren Breite nur einen Bruchteil der Hertz'schen Kontaktbreite (1/500) beträgt, die Reibkraft und somit das tribologische Verhalten maßgeblich beeinflussen können [196].

Für Rillen- bzw. Kanalstrukturen stellen die tribologischen Experimente, die senkrecht und parallel zur Struktur durchgeführt werden, Extremfälle im Hinblick auf die resultierende Reibkraft dar [197-199]. Allerdings existiert in der Literatur eine kontroverse Diskussion, da unterschiedliche experimentelle Ergebnisse, abhängig von der Reibrichtung, beobachtet werden. He et al. untersuchten den Einfluss einer mikro-strukturierten Polymeroberfläche und konnten herausstellen, dass der Reibkoeffizient im parallelen Fall größer ist [198]. Singh et al. analysierten das Reibverhalten für geschliffene Oberflächen unter Mischreibung, wobei ebenfalls ein höherer Reibkoeffizient für

parallele Schleifriefen bestätigt werden konnte [200]. Im Gegensatz dazu zeigten Menezes et al. in Abhängigkeit der eingestellten Oberflächenrauheit und des Schleifwinkels, dass die Reibkraft in der parallelen Anordnung geringer ist [197, 198].

Aufgrund dieser kontroversen Diskussion veröffentlichten Yu et al. eine Studie bezüglich der Orientierungsabhängigkeit von mikro- und nano-strukturierten Oberflächen. Durch Laserablation wurden unterschiedliche Rillenstrukturen mit Strukturbreiten von 139 nm bis 110 µm hergestellt. Tribologische Experimente unter trockenen Reibbedingungen wurden senkrecht und parallel zu den erzeugten Strukturen durchgeführt. Unter der Annahme, dass kein Verschleiß induziert wird, stellten sich die Adhäsionslänge, die Kontaktfläche, die Kontaktsteifigkeit und die geometrischen Randbedingungen als entscheidende, konkurrierende Parameter heraus. Des Weiteren konnte aus dieser Arbeit geschlussfolgert werden, dass das Verhältnis von Strukturbreite (b) zu Kugeldurchmesser (R) essentiell für die Ausprägung der tribologischen Eigenschaften ist. Für kleine Rillen ($b/R < 10^{-3}$) dominiert der Einfluss der Adhäsion auf die Ausprägung der Kontaktfläche. In diesem Fall ist der Reibkoeffizient für die senkrechte Reibrichtung deutlich geringer, da für diese Orientierung eine verringerte Adhäsionslänge vorliegt. Für $b/R > 0.04$ werden die tribologischen Eigenschaften von den geometrischen Gegebenheiten des Kontakts und der daraus resultierenden Energiebarriere für die senkrechte Reibrichtung beeinflusst. Aufgrund dieser Energiebarriere stellt sich für den parallelen Fall ein geringerer Reibkoeffizient ein. Für $10^{-3} < b/R < 0.04$ existiert kein genereller Trend hinsichtlich der parallelen und senkrechten Reibrichtung, da die genannten Einflussfaktoren in diesem Bereich konkurrierende Phänomene darstellen und somit keine Reiborientierung bevorzugt wird [201].

Fazit:

Eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften unter trockener Reibung durch die Einbringung einer definierten Oberflächenstruktur resultiert typischerweise aus einer Verringerung der Kontaktfläche, einer Reduktion der Adhäsion sowie der Speicherung der gebildeten Verschleißpartikel. In Abhängigkeit der eingebrachten Strukturgeometrie muss die Reibrichtung relativ zur Struktur beachtet werden, da anisotrope Strukturmuster zu richtungsabhängigen Reibeigenschaften führen.

3.7.2 Grenz- und Mischreibung

Aufgrund der vorliegenden Kinematik und des wirkenden Belastungskollektivs arbeiten eine Vielzahl von Maschinenelementen unter Grenz- bzw. Mischreibungsbedingungen [14, 162, 202]. Im Hinblick auf eine Ressourcenschonung und Lebensdauererlängerung dieser Komponenten müssen gezielt Maßnahmen zur Verbesserung des Schmierzustandes ergriffen werden. Im Bereich der Grenzreibung kann dies zum Beispiel durch eine geeignete Additivierung und die damit induzierten chemischen Reaktionen sowie den verbundenen Aufbau einer reibungsmindernden Schicht geschehen [162]. Da die Reib- und Verschleißigenschaften unter Mischreibungsbedingungen sowohl von festkörperphysikalischen als auch hydrodynamischen Aspekten abhängen, können zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften mehrere Ansätze gewählt werden. Eine Reduktion der Gleitreibung durch die Einbringung einer reibungsmindernden Schicht, aber auch der Einsatz von optimierten Schmierstoffen mit verbesserten rheologischen Eigenschaften (Reduktion der Viskosität) führt zu einer Reduktion des Reibkoeffizienten und zu einer Lebensdauererlängerung der Maschinenelemente [14]. Die Oberflächen der beteiligten Festkörper unter Grenz- und Mischreibung spielen eine wichtige Rolle, so dass auch durch die Oberflächenrauheit direkt die Kontaktfläche und somit auch die tribologischen Eigenschaften beeinflusst werden. Mit den aufgeführten Möglichkeiten zur Beeinflussung des tribologischen Systems ist es möglich, die immer größer werdenden Anforderungen bezüglich der Ressourceneffizienz und Schmierstoffeinsparung zu gewährleisten [13, 14, 161].

Experimentelle Arbeiten von Suh et al. befassen sich mit der Wirkung von strukturierten Kupfer- bzw. Titanoberflächen unter Grenzreibungsbedingungen. Durch den Vergleich mit Referenzproben konnten für strukturierte Oberflächen adhäsive, abrasive und deformative Beiträge ermittelt und deren Auswirkungen auf den Reibkoeffizienten studiert werden. Sowohl für Kupfer- als auch Titanoberflächen wurde der Reibkoeffizient durch die Einbringung einer Oberflächenstruktur signifikant gesenkt. Dies wurde auf eine Reduktion der abrasiven Komponente durch die Möglichkeit der Speicherung der Verschleißpartikel in den Tälern der Oberflächenstruktur zurückgeführt. Die Größe der Verschleißpartikel nimmt mit abnehmender Strukturbreite ab, so dass eine effektivere Speicherung dieser Partikel möglich ist [26, 27].

Erste Untersuchungen bezüglich eines positiven Effekts laser-strukturierter Oberflächen in Maschinenelementen (Dichtringen, Kolbenringen, Axiallager) wurden von Etsion et al. publiziert [29, 161, 203-205]. Durch analytische Modellierungen und eine anschließende experimentelle Validie-

rung konnte evaluiert werden, dass Strukturparameter wie die Flächendichte und das Verhältnis von Strukturbreite zu Strukturtiefe die tribologische Effizienz maßgebend beeinflussen. Bei der korrekten Auswahl dieser Parameter, die auf die entsprechende Kinematik und den Belastungsfall ausgelegt sein müssen, konnte im Fall von Dichtringen eine Reduktion der Reibkraft um 50 % und bei Kolbenringen eine Reduktion um 40 % erzielt werden [161, 203-205].

Kovalchenko et al. untersuchten für Punkt- und Linienkontakte die Möglichkeit, durch eine Oberflächenstrukturierung gezielt Einfluss auf die Ausprägung des Reibregimes zu nehmen. Experimentelle Befunde zeigen, dass durch laser-strukturierte Oberflächen der Übergang in der Stribeckkurve von Grenz- zu Mischreibung und von Misch- zu hydrodynamischer Reibung zu größeren Belastungen und geringeren Geschwindigkeiten verschoben werden kann [23-25].

Borghi et al. studierten die Wirksamkeit einer Näpfchenstruktur im Fall nitriergeschärteter Stähle unter Grenz- und Mischreibungsbedingungen durch die Aufnahme von Stribeckkurven und dem Vergleich mit einer unstrukturierten, nitrierten Referenzoberfläche. Für die Referenzprobe konnte durch Variation der Relativgeschwindigkeit bei konstanter Normalkraft die Stribeckkurve in Grenz-, Misch- und hydrodynamische Reibung unterteilt werden. Die Versuchsergebnisse für die laser-strukturierten Oberflächen weisen über den kompletten Geschwindigkeitsbereich niedrige Reibkoeffizienten auf, die der Hydrodynamik zugeordnet werden können. Somit kann dieser Bereich durch eine Oberflächenstrukturierung gezielt erweitert werden. Weiterhin konnte eine Reduktion des Reibkoeffizienten um 75 % ermittelt werden [182]. Ferner wurde kürzlich eine Studie von Scaraggi et al. veröffentlicht, die ähnliche experimentelle Befunde darstellt, aber ein tiefergehendes Verständnis der Wirkung unterschiedlicher Oberflächenstrukturen bietet [206]. Die aufgenommenen Stribeckkurven für Näpfchen- und Rillenstrukturen wurden mit simulativen Befunden bezüglich Kavitation und Leckagen verglichen. Daraus konnte abgeleitet werden, dass Näpfchenstrukturen durchaus positive Effekte, Rillenstrukturen unabhängig von der Orientierung zur Fließrichtung des Öls, negative Effekte bezüglich der Verschiebung der Stribeckkurve induzieren [206].

So und Chen studierten den Einfluss einer definiert eingebrachten Oberflächenrauheit auf den Aufbau des hydrodynamischen Druckes. In Abhängigkeit der eingestellten Orientierung (Oberflächenrauheit parallel oder senkrecht zur Strömungsrichtung des Öls) konnte für den senkrechten Fall ein signifikanter Druckaufbau, der eine Verschiebung des Reibregimes von Misch- zu hydrodynamischer Reibung induziert, nachgewiesen werden. Die Oberflächenstruktur bewirkt die Ausprägung eines konvergenten Schmierpaltes, wodurch ein zusätzlicher Druck aufgebaut wird. Dieser

Druckaufbau ist im Fall von Oberflächenrauheiten mit kleiner Strukturtiefe deutlich ausgeprägt, wohingegen im Fall von größeren Strukturtiefen kein Druckaufbau mehr erfolgt [207].

Diverse Arbeiten befassen sich mit der Effizienz von Näpfchenstrukturen für Linienkontakte in Abhängigkeit der Strukturbreite und -tiefe, der Strukturanordnung sowie der Flächendichte. In diesen Untersuchungen konnte herausgestellt werden, dass sich kleine und mittlere Flächendichten sowie kleine Strukturbreiten und -tiefen positiv im Sinne einer Reduktion der Reibkraft auswirken [208-216]. Durch die Wahl von kleinen Strukturbreiten und mittleren Flächendichten wird die Anzahl der Strukturen im tribologischen Kontakt (normiert auf die Hertz'sche Kontaktfläche) vergrößert und somit die positiven Effekte hinsichtlich des kollektiven Druckaufbaus sowie der Reservoirwirkung besser ausgenutzt. Zusätzlich kommt es durch diese Wahl nicht zu einer Verringerung der Tragfähigkeit und lokale Spannungsüberhöhungen können vermieden werden [210, 213]. Darüber hinaus müssen hinsichtlich der Auswahl der richtigen Oberflächenstrukturen die Speicherwirkung der Strukturen für Verschleißpartikel, das Benetzungsverhalten, die lokale Mikrohydrodynamik an den Oberflächenstrukturen und die Reservoirwirkung beachtet werden [217-221].

Die Gruppe um Pawlus et al. beschäftigt sich ebenfalls mit der tribologischen Effizienz von strukturierten Oberflächen. Kreisförmige und ellipsoide (tropfenförmige) Strukturen werden mit Hilfe eines Umformverfahrens (Prägen bzw. Walzen) hergestellt und werden unter Mischreibungsbedingungen bei großen Lasten (Linienkontakt mit einer Normalkraft von 900 N) getestet. Untersucht wurde in diesen Arbeiten der Effekt der Strukturgröße und -verteilung auf die Ausprägung des abrasiven Verschleißes, auf die Beeinflussung der Stribeckkurven und den Gültigkeitsbereich des entsprechenden Reibregimes sowie auf die Langzeitstabilität der Strukturen ohne starken Anstieg in der Verschleißrate. Es konnte belegt werden, dass die Strukturen, die als sekundäre Ölquelle dienen sowie Verschleißpartikel speichern, das Einlaufverhalten sowie den Reibkoeffizienten und die Verschleißrate im eingelaufenen Zustand positiv beeinflussen. Mittlere und kleine Flächendichten reduzieren den Reibkoeffizienten um 30 % und den Verschleiß um 27 % im Vergleich zu einer geschliffenen Referenzprobe. Ferner konnte eine 5-fache Verlängerung der Lebensdauer bis zur Initiierung von katastrophalem Verschleiß nachgewiesen werden. Der Start des katastrophalen Verschleißes wurde mit einer erhöhten abrasiven Komponente korreliert, da durch die Verdampfung von flüchtigen Ölkomponenten die Menge von Schmieröl reduziert und durch die Entstehung von Verschleißpartikel die Viskosität erhöht wurde [222-227].

Arbeiten von Pettersson und Jacobson untersuchten den Einfluss von Kreuz- und Rillenmustern unter Grenzreibung. Dabei wurde die Übertragbarkeit der experimentellen Ergebnisse auf Kolbenringe bei großen Belastungen sowie kleinen Relativgeschwindigkeiten zur Verbesserung des Schmierzustandes evaluiert. Untersuchungen in Abhängigkeit der Strukturanordnung favorisieren zur Reibreduktion Oberflächenmuster mit kleinen lateralen Abständen, die senkrecht zur Reibrichtung orientiert sind. Die Verbesserung der tribologischen Eigenschaften und insbesondere die Reibreduktion werden auf die Speicherwirkung für Verschleißpartikel und die verbesserte Ölversorgung zurückgeführt [28, 228, 229].

Erste Untersuchungen bezüglich der Lebensdauer einer Ölschmierung für laser-strukturierte Oberflächen wurden von Blatter et al. durchgeführt. In diesen Arbeiten konnte gezeigt werden, dass für kleine Strukturbreiten die Ölfilmlebensdauer um den Faktor 10 verlängert werden kann. Diese Befunde wurden mit einer erhöhten Tragfähigkeit im Fall kleiner Strukturbreiten und der damit geringeren Verschleißrate interpretiert [19]. Weiterhin untersuchten Gerbig et al. den Einfluss einer Näpfchenstruktur auf die Lebensdauer eines Ölfilms unter Grenz- und Mischreibung an laser-strukturierten Stahloberflächen. Durch die Variation der Flächendichte und der Strukturtiefe sowie dem Vergleich mit einer polierten Referenzprobe wurde sowohl der Reibkoeffizient als auch der Verschleiß unter den eingestellten Parametern reduziert. Des Weiteren konnte eine Verlängerung der Ölfilmlebensdauer um den Faktor 8 erreicht werden [21, 22]. Ähnliche Schlussfolgerungen lassen die Experimente von Hu et al. zu, die unterschiedliche Näpfchenstrukturen unter Grenzschmierung untersucht haben und eine 9-fache Verlängerung der Ölfilmlebensdauer bis zum Versagen des Ölfilms feststellen konnten [230].

Der positive Einfluss einer multiskaligen Strukturierung hinsichtlich einer Verlängerung der Ölfilmlebensdauer und einer Erhöhung der Tragfähigkeit durch die Kombination von Näpfchenstrukturen mit kleinen und großen Strukturbreiten konnte von Wang et al. gezeigt werden [210, 231]. Große Näpfchenstrukturen steigern in diesem Zusammenhang den hydrodynamischen Druck, wohingegen die kleineren Strukturen als Schmierstoffreservoir wirken. Weiterhin konnten Segu et al. durch eine Multiskalenstrukturierung einen kleineren und zeitlich stabilen Reibkoeffizienten unter Mischreibungsbedingungen sowie einen schnelleren Übergang von Grenz- zu Mischreibung nachweisen [232].

Fazit:

Durch eine definierte, auf die Kinematik und das Belastungskollektiv, ausgelegte Oberflächenstrukturierung können unter Grenz- und Mischreibungsbedingungen eine Reduktion des Verschleißes und der Reibkraft, eine Verlängerung der maximalen Ölfilmlebensdauer sowie eine Verschiebung der Übergänge in der Stribeckkurve zu günstigeren Betriebsbedingungen (größere Normalkraft bzw. kleinere Relativgeschwindigkeit) induziert werden. Die Verbesserung der tribologischen Eigenschaften wird durch den Aufbau eines zusätzlichen hydrodynamischen Drucks, die Speicherfähigkeit der Struktur für Verschleißpartikel und die Reservoirwirkung des in der Oberflächenstruktur gespeicherten Schmieröls bewirkt. Als besonders vorteilhaft haben sich Strukturen mit kleinen Strukturtiefen und -abständen sowie kleinen bzw. mittleren Flächendichten herausgestellt, die senkrecht zur Reibrichtung orientiert sind.

3.7.3 Elastohydrodynamische Reibung (EHL)

Eine mathematische Beschreibung der tribologischen Verhältnisse in einem nicht-konformen Kontakt bei Kontaktdrücken von mehreren GPa geht auf Ertel zurück, der die erste theoretische Lösung eines Linienkontaktes unter diesen Reibbedingungen bestimmen konnte [233-235]. Die Anwendung der Reynolds-Gleichung auf dieses Kontaktproblem zur Berechnung der Ölfilmstärke ist möglich, allerdings müssen die elastische Deformation und ein starker Viskositätsanstieg aufgrund der hohen Kontaktdrücke berücksichtigt werden. Beide Einflussfaktoren wurden von Ertel bei der mathematischen Herleitung in Betracht gezogen und führten zu dem Ergebnis, dass auch unter diesen Bedingungen ein ausgeprägter Ölfilm ausgebildet werden kann. Diese Theorie wurde von Greenwood durch die Betrachtung einer stochastischen Oberfläche ergänzt [236].

Dowson und Higginson erweiterten die numerischen Simulationen über einen großen Gültigkeitsbereich bezüglich Geschwindigkeit, Normalkraft und elastischen Materialeigenschaften. Durch diese umfassende Studie war es möglich eine Gleichung für minimale Ölfilmstärke, die von unterschiedlich gewichteten Geschwindigkeits-, Kraft- und Materialanteilen abhängt, anzugeben [237, 238]. Diese Arbeiten bestätigten, dass sich die Ölfilmstärkenverteilung aus einem ebenen, zentralen Bereich und einem Bereich mit reduzierter Ölfilmstärke am Auslass zusammensetzt. Ranger et. al sowie Hamrock und Dowson entwickelten die ersten analytischen Ausdrücke für einen hemisphärischen bzw. elliptischen Punktkontakt [239-242]. Eine Weiterentwicklung der numeri-

schen Modelle konnte durch den experimentellen Nachweis eines nicht-Newton'schen Verhaltens von Schmierölen unter elastohydrodynamischen Reibbedingungen gewonnen werden [243-245].

Durch die Realisierung eines kapazitiven bzw. interferometrischen Aufbaus konnten erstmals Schmierfilmdicken im Nanometerbereich gemessen werden. Diese Ergebnisse wiesen eine gute Übereinstimmung mit der theoretisch berechneten Ölfilmdicke auf [246-249]. Durch die Erweiterung des theoretischen Verständnisses für die elastohydrodynamische Reibsituation war es möglich, thermische Effekte sowie komplexere Zusammenhänge zwischen Scherrate und Scherspannung numerisch zu berücksichtigen [250-253].

In den bisherigen Studien wurden stets ideal glatte Oberflächen angenommen und somit der elementare Einfluss der Oberflächenrauheit, der gerade bei kleinen Ölfilmdicken essentiell ist, vernachlässigt. Der Einfluss der Rauheit, sowohl unter stochastischen als auch deterministischen Gesichtspunkten, geht auf Tonder und Christensen zurück [254, 255]. Basierend auf diesen Arbeiten studierten Kaneta et al. mittels optischer Interferometrie den Einfluss von gezielt eingebrachten Oberflächenrauheiten auf die elastohydrodynamischen Reibeigenschaften [256-258]. Diese Arbeiten können als Pionierarbeiten im Bereich artifiziell eingebrachter Oberflächenstrukturen im elastohydrodynamischen Reibregime betrachtet werden. Weitere Arbeiten, die sich mit der Wechselwirkung zwischen Oberflächenrauheiten und Schmierstoff beschäftigen, sind unter [259-265] nachzulesen.

Basierend auf den Arbeiten von Kaneta et al. gab es ab den 90er Jahren zahlreiche Studien, die sich mit laser-strukturierten Oberflächen befassten. Neben Dowson, der ein theoretisches Modell für den Kontakt zwischen einer flachen und einer sinusförmigen Oberfläche entwickelte, leitete Chang ein Modell für zwei Kontaktflächen mit jeweils sinusförmigem Oberflächenprofil her. Dowson konnte aus der Analyse schlussfolgern, dass Rauheiten, die sich senkrecht zur Strömungsrichtung befinden, einen maßgeblichen Einfluss auf die tribologische Effizienz haben. Chang leitete aus experimentellen Studien ab, dass elementare Zusammenhänge existieren, die die Wechselwirkungen zwischen Rauheit und Fluid sowie die daraus resultierende Druckverteilung beschreiben [266, 267].

Den Einfluss von Strukturen, die mittels Laserstrukturierung hergestellt wurden, untersuchten Mourier et al. in drei Veröffentlichungen. Die Oberflächenstrukturen wurden mittels eines Ultrakurzpulslasers eingebracht, um präzise Strukturen mit hoher Reproduzierbarkeit herzustellen. Es konnte numerisch und experimentell gezeigt werden, dass Schmiertaschen unter Rollreibungsbe-

dingungen keinen ausgeprägten Einfluss auf die Ölfilmdicke haben. Eine Variation der Strukturtiefe führt zu dem Ergebnis, dass tiefe Schmiertaschen zu einem Zusammenbruch der Schmierung führen, wohingegen sich flache Schmiertaschen positiv auf die resultierende Schmierfilmdicke auswirken. Durch flache Schmiertaschen kommt es folglich zu einer deutlichen Vergrößerung der Fluidfilmdicke, so dass die tribologische Effizienz und Wirksamkeit der Schmierung erheblich gesteigert wird [268-270].

Weitere Arbeiten in diesem Zusammenhang gehen auf Krupka et al. zurück, die den Einfluss von geprägten Oberflächenstrukturen im elastohydrodynamischen Reibregime untersuchten. Eine Studie hinsichtlich Strukturbreite, -tiefe und -anordnung konnte experimentell nachweisen, dass die Strukturbreite einen maßgeblichen Einfluss auf die tribologische Eignung hat. Verglichen mit den Arbeiten von Mourier et al. konnten ähnliche Schlussfolgerungen hinsichtlich der Strukturtiefe experimentell verifiziert werden. Weiterhin kann aus diesen Arbeiten abgeleitet werden, dass die experimentellen Bedingungen, unter denen die tribologischen Messungen durchgeführt werden, entscheidend für die signifikanten Effekte einer Oberflächenstrukturierung sind [271-274].

Interessante numerische Arbeiten bezüglich der Effizienz unterschiedlicher Strukturgeometrien stammen aus der Arbeitsgruppe von Wang et al., die numerisch unterschiedliche, wohl definierte Oberflächenstrukturen erzeugten. In diesen Studien wurden sowohl Punkt- als auch Linienkontakte mit einseitig und beidseitig strukturierten Oberflächen untersucht. Es konnte bestätigt werden, dass sich eine sinusförmige Linienstruktur mit kleiner Periodizität positiv auf die minimale Ölfilmdicke auswirkt. Des Weiteren konnte ein starker Effekt der relativen Orientierung der Struktur bezüglich der Strömungsrichtung nachgewiesen werden, so dass eine Oberflächenstruktur idealerweise senkrecht zur Reibrichtung orientiert sein sollte. Bezüglich beidseitig-strukturierter Oberflächen kann aus diesen Arbeiten geschlossen werden, dass keine entscheidende Verbesserung der tribologischen Eigenschaften unter elastohydrodynamischer Reibung zu erwarten ist [275-278].

Fazit:

Die Verbesserung der tribologischen Eigenschaften unter elastohydrodynamischen Bedingungen durch eine Oberflächenstruktur kann maßgeblich auf die Ausbildung eines zusätzlichen hydrodynamischen Drucks zurückgeführt werden. Durch diesen Druck werden die Kontaktflächen voneinander separiert, die Ölmenge im Schmierspalt erhöht, die Tragfähigkeit vergrößert und der Festkörperkontakt folglich reduziert. Die resultierende Ölfilmdicke sollte in der Größenordnung der

Oberflächenrauheit bzw. der Strukturtiefe liegen, um den Druckaufbau zu begünstigen. Ferner sollte die Struktur senkrecht zur Reibrichtung orientiert sein und eine möglichst große Flächendichte aufweisen.

3.7.4 Hydrodynamik

Eine erste Verbesserung der tribologischen Eigenschaften unter hydrodynamischen Bedingungen geht auf die Arbeiten von Tower et al. und Petrow et al. zurück [279, 280], die Dowson als grundlegend für das Prozessverständnis in der Hydrodynamik einordnet [281]. Tower berichtete zum ersten Mal über einen Ölfilm, der die Kontaktflächen eines Lagers vollständig separiert und somit Verschleiß komplett verhindert. Ferner konnte Petrow das auftretende Reibmoment unter Vollschrerung auf die Scherspannung im Schmierstoff zurückführen. Der erste theoretische Ansatz zur Bestimmung der Druckverteilung und der Schmierfilmdicke geht auf Reynolds zurück, in dem die Navier-Stokes-Gleichungen vereinfacht und mit entsprechenden Randbedingungen gelöst wurden [97].

Die erste theoretische Arbeit über die Effizienz und Eignung von artifiziell eingebrachten Oberflächenstrukturen stammt von Hamilton et al., die den positiven Effekt dieser Strukturen auf die Ausbildung eines asymmetrischen Druckprofils zurückführen konnten. Aufgrund dieser Asymmetrie ergibt sich ein Nettodruck, der die beiden Flächen voneinander separiert sowie eine erhöhte Ölfilmdicke und verbesserte Tragfähigkeit [282]. Des Weiteren wurde gezeigt, dass sowohl Oberflächenrauheiten als auch Schmiertaschen ein asymmetrisches Druckprofil hervorrufen. Ein verringerter Reibkoeffizient bei verbesserter Tragfähigkeit und Schmierungs Zustand konnte durch Anno et al. nachgewiesen werden [283, 284].

Pionierarbeiten auf dem Gebiet der Oberflächenstrukturierung von Maschinenelementen, sowohl unter numerischen als auch unter experimentellen Gesichtspunkten, gehen auf Etsion et al. zurück. Durch numerische Simulation konnte bestätigt werden, dass das Verhältnis zwischen Strukturbreite und -tiefe sowie die Flächendichte wichtige Parameter zur Beurteilung der tribologischen Effizienz sind. Hinsichtlich der Flächendichte konnte geschlussfolgert werden, dass die optimale Flächendichte vom entsprechenden Beanspruchungskollektiv abhängt, aber einen Zahlenwert von 20 % nicht überschreiten sollte, da sich ansonsten der Traganteil der Oberfläche verringert. Durch die Untersuchung von unterschiedlichen Konstruktionselementen (Dichtungen, Lager,

Kolben-Zylinder-Paarungen) mit variablen kinematischen Beanspruchungen, konnten Etsion et al. zeigen, dass für jedes Beanspruchungskollektiv andere, optimale Strukturgeometrien und -größen existieren. Bei der korrekten Auswahl der Strukturparameter konnte im Fall von Dichtringen eine Reibreduktion um 50 % und bei Kolbenringen eine Reibreduktion um 40 % erzielt werden. Weiterhin konnte bewiesen werden, dass es nicht unbedingt erforderlich ist die gesamte Oberfläche des Konstruktionselements zu strukturieren, sondern oftmals eine partielle Oberflächenstrukturierung besser geeignet ist [29, 161, 203-205, 285, 286].

Kligerman und Brizmer beschäftigten sich mit der Hydrodynamik von ideal glatten, parallelen Oberflächen. Nach der klassischen Theorie kann zwischen parallelen Kontaktflächen kein stabiler Schmierfilm aufgebaut werden, da ein symmetrisches Druckprofil vorliegt [286, 287]. Experimentelle Untersuchungen an Oberflächen mit ausgeprägtem Rauheitsprofil konnten allerdings nachweisen, dass auch zwischen parallelen Oberflächen ein stabiler Ölfilm ausgebildet werden kann, der eine entsprechende Tragfähigkeit aufweist [288-291]. Es wurde versucht diese Ergebnisse anhand von Dichteschwankungen im Ölfilm, Einflüssen der Oberflächenrauheit oder Rheologieeffekten zu erklären [292, 293]. Olver et al. lieferten einen theoretischen Erklärungsansatz, der die experimentellen Ergebnisse am besten erklärt. Aufgrund einer Oberflächenstruktur, die sich am Öleinlass befindet, kommt es durch Kavitationseffekte zur Ausprägung eines asymmetrischen Druckprofils. Der Druckanstieg im konvergenten Bereich ist nicht limitiert, wohingegen der Druckabfall im divergenten Bereich durch den Kavitationsdruck begrenzt ist. Daraus resultiert eine Sogwirkung, die einen erhöhten Ölfluss in den Kontakt generiert [30]. Basierend auf den Arbeiten von Olver et al. entwickelten Fowell et al. eine mathematische Formulierung sowie den Algorithmus für die numerische Simulation von strukturierten Reibflächen für parallele und konvergente Anordnungen. Es konnte für den Fall eines konvergenten Schmierspalt es gezeigt werden, dass der Konvergenzwinkel eine essentielle Größe für den Aufbau des hydrodynamischen Druckes ist. Ist der Konvergenzwinkel zu groß, so lässt sich der hydrodynamische Druckaufbau rein auf den geometrischen Einfluss der Konvergenz zurückführen und jeglicher Struktureinfluss ist zu vernachlässigen [31]. Dobrica et al. befassten sich ebenfalls mit parallelen und konvergenten strukturierten Reibflächen sowie dem Einfluss von möglichen Kavitationseffekten auf das tribologische Verhalten. Experimentell konnte gezeigt werden, dass Kavitationseffekte im Fall vollständig strukturierter Oberflächen bei einer parallelen Ausrichtung negative Effekte auf das tribologische Verhalten induzieren. Hingegen wirken sich bei partiell strukturierten, parallelen Kontaktflächen Kavitationsef-

fekte positiv auf den hydrodynamischen Druck und die Tragfähigkeit aus [294]. Weitere theoretische und experimentelle Arbeiten bezüglich partiell strukturierter Oberflächen, die die Ergebnisse von Dobrica et al. und Fowell et al. unterstützen, können in [295-297] nachgelesen werden.

Experimentelle Untersuchungen von Costa et al. studierten den Einfluss der Strukturgeometrie sowie -orientierung für Linien-, Punkt- und Dreiecksmuster mit unterschiedlichem Verhältnis von Strukturbreite zu -tiefe. Die Ölfilmdicke wurde mit Hilfe eines kapazitiven Aufbaus bestimmt und es konnte bestätigt werden, dass Strukturen, die größer als die elastische Kontaktbreite sind, einen negativen Effekt auf die Schmierfilmbildung haben. Eine Parameterstudie ergibt eine optimale Flächendichte von 11 %, wobei bei kleineren Flächendichten kein signifikanter Effekt hinsichtlich der Schmierfilmbildung festgestellt werden konnte. Bezüglich der Strukturgeometrie stellte sich heraus, dass Dreiecksstrukturen vorteilhaft einzustufen sind, da diese Strukturen den hydrodynamischen Druckaufbau unterstützen [298].

Experimentelle und analytische Studien von Yu et al. beschäftigten sich mit hemisphärischen, dreieckigen und ellipsoiden Schmiertaschen mit einer konstanten Flächendichte, Strukturtiefe und Strukturanordnung. Sowohl das analytische Modell als auch die experimentellen Ergebnisse belegen, dass eine elliptische Struktur die beste Tragfähigkeit aufweist, die im Vergleich zu den anderen Strukturmustern um 26 % erhöht ist [299]. Eine weitere Studie dieser Arbeitsgruppe studierte das tribologische Verhalten einer Linienstruktur in Abhängigkeit der Orientierung des Ölflusses. Aus dieser Studie war es möglich abzuleiten, dass sich flache Strukturen eignen, um einen zusätzlichen hydrodynamischen Druck aufzubauen. Strukturen mit großer Strukturtiefe führen dahingegen eher zu einem Zusammenbruch des Schmierfilms. Ferner wirkt sich eine Linienstruktur, die senkrecht zur Fließrichtung des Öls orientiert ist, wie eine Rayleigh-Stufe aus und begünstigt somit den Druckaufbau [300].

Weitere Parameterstudien mit hemisphärischen Oberflächenstrukturen wurden von Wang et al. publiziert. Abhängig von den experimentellen Bedingungen wurde gezeigt, dass Strukturen mit einem Durchmesser von 20 µm das beste tribologische Verhalten aufweisen. Dies führt zu der Schlussfolgerung, dass sich kleine Strukturbreiten positiv im Sinne eines zusätzlichen hydrodynamischen Drucks auswirken [209, 210, 301].

Manzoor studierte die tribologische Eignung von lithographisch hergestellten Oberflächenstrukturen im Hinblick auf die maximal erreichbare Ölfilmdicke und Tragfähigkeit. Der Einfluss der relativen Strukturorientierung bezüglich der Strömungsrichtung des Öls sowie der Position der Struk-

tur und der Effekt unterschiedlicher geometrischer Abmessungen bei konstanter Tiefe wurden untersucht. In dieser Studie stellte sich heraus, dass eine große Einzeltasche, verglichen mit einer Vielzahl von kleineren Strukturen, ein besseres hydrodynamisches Verhalten aufweist. Dies steht im Einklang mit der Theorie, da eine Rayleigh-Stufe unter hydrodynamischen Bedingungen bei einem Konvergenzverhältnis von 1.2 die maximale Tragfähigkeit aufweist, was in der Arbeit experimentell bestätigt werden konnte [302, 303]. Der positive Effekt der Kavitation hinsichtlich der Schmierfilmbildung konnte optisch nachgewiesen werden [302, 304].

Aufgrund dieser kontroversen Diskussion über die optimalen Strukturparameter, die den Druck- und Schmierfilmaufbau begünstigen, definierten Fowell et al. neun unabhängige Parameter, die sowohl die Oberflächenstruktur als auch das tribologische System beschreiben und führten eine umfassende parametrische Studie durch. Mit Hilfe dieser Studie wurden die wichtigsten Einflussparameter evaluiert. Es lässt sich aus dieser Studie ableiten, dass jeder Konvergenzwinkel einen entscheidenden Beitrag zur Ausbildung eines hydrodynamischen Druckes liefert [305, 306]. Bei großen Konvergenzwinkeln kann der Effekt einer Struktur komplett vernachlässigt werden, da in dieser Situation der Druckaufbau einzig auf den Konvergenzwinkel zurückzuführen ist. Weiterhin wurde numerisch bestätigt, dass unter hydrodynamischen Schmierbedingungen durch eine Oberflächenstrukturierung eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften um maximal 10 % zu erwarten ist. Als Strukturparameter, der das tribologische Verhalten unter hydrodynamischer Reibung maßgeblich beeinflusst, konnte die Flächendichte abgeleitet werden. Eine weitere elementare Einflussgröße ist das Verhältnis zwischen der Strukturtiefe und der minimalen Ölfilmdicke [305].

Einen essentiellen Beitrag zum Verständnis der Wirkung von strukturierten Oberflächen unter hydrodynamischen Schmierungsbedingungen lieferte Scarragi durch eine numerische Betrachtung des Problems mit Hilfe von Druck- und Scherflussfaktoren. Das in den Schmierspalt einströmende Volumen sowie der Anteil des Schmieröls, das zur Seite den tribologischen Kontakt verlassen kann, sind zwei wesentliche Faktoren, die bei der Beurteilung der tribologischen Effizienz einer Oberflächenstruktur unbedingt beachtet werden müssen. Bei einem optimalen Verhältnis von Schmierfilmdicke zu Strukturtiefe (1:1) stellen Oberflächenstrukturen Hindernisse für den Ölfluss dar und verringern somit die Leckage zur Seite. Des Weiteren kann durch eine definierte Vorzugsorientierung der Struktur vermehrt Schmierstoff in den konvergenten Schmierspalt transportiert werden und zu einem Anstieg im hydrodynamischen Druck führen [307, 308].

Fazit:

Eingebrachte Oberflächenstrukturen sind unter Vollschrnierung besonders vorteilhaft, wenn die Strukturtiefe im Bereich der minimalen Schmierfilmdicke anzusiedeln ist, da unter diesen Bedingungen der beste Druckaufbau induziert werden kann. Strukturparameter, die die tribologischen Eigenschaften entscheidend beeinflussen, sind weiterhin die Flächendichte, das Verhältnis von Strukturbreite zu -tiefe sowie die Position und Orientierung des Oberflächenmusters. Ferner muss der Konvergenzwinkel bei der korrekten Auslegung der Oberflächenstrukturierung beachtet werden.

II.

Experimenteller Teil

4. Experimentelle Durchführung und Methoden

4.1 Probenmaterial

Für die Oberflächenstrukturierung und die tribologischen Experimente unter trockenen und Mischreibungsbedingungen (Kapitel 5.1 & 5.2) wurde ein nicht-rostender Edelstahl der Klassifizierung 1.4301 (AISI 304) genutzt. Die chemische Zusammensetzung dieses Stahls ist in Tabelle 2 angegeben. Hochglanzpolierte Stahloberflächen (*Brio GmbH*) mit einer geringen Rauheit ($R_a = 25$ nm und $R_q = 30$ nm) dienten als Ausgangsmaterial, um eine ausreichend homogene Oberflächenstrukturierung zu gewährleisten.

Die tribologischen Versuche unter elastohydrodynamischen Reibbedingungen (Kapitel 5.3) wurden mit einem Grundkörper aus 100Cr6-Stahl, welcher der Stahlklasse 1.3505 (AISI 52100) zuzuordnen ist, durchgeführt (*Schaeffler AG*). Die chemische Zusammensetzung des Stahls ist in Tabelle 2 aufgelistet.

Am Beispiel eines Kolbenrings einer Flugzeugturbine (Kapitel 5.5.1) und eines Axialzylinderrollenlagers (Kapitel 5.5.2), die beide ebenfalls aus unterschiedlichen Stählen aufgebaut sind, wurde die Übertragbarkeit der Laborergebnisse auf tribologisch höher beanspruchte Konstruktionselemente (Kapitel 5.5) untersucht. In diesem Zusammenhang kann der Werkstoff des Kolbenrings der Spezifikation MSRR 6503 (*Rolls Royce*) zugeordnet werden, wobei die chemische Zusammensetzung in Tabelle 2 angegeben ist. Das Axialzylinderrollenlager besteht ebenfalls aus 100Cr6-Stahl der Klassifizierung 1.3505 (AISI 52100), der in Tabelle 2 spezifiziert ist.

Für die Analyse der tribologischen Effizienz unter hydrodynamischen Reibbedingungen (Kapitel 5.4) in Zusammenarbeit mit dem Imperial College wurden, anstelle von Stahlsubstraten, Siliziumoberflächen verwendet. Die Wahl von Silizium wird mit den Anforderungen des hydrodynamischen Teststands hinsichtlich der Oberflächenrauheit und -welligkeit begründet. Um Einflüsse einer Oberflächenstrukturierung auf die Ölfilmdicke und die Tragfähigkeit unter hydrodynamischen Bedingungen zu untersuchen, müssen sämtliche Einflüsse der Rauheit vernachlässigbar sein, so dass ein ideal ebenes Substratmaterial gewählt werden muss. Die Höhenabweichung über die Gesamtbreite (10 mm) und -länge (20 mm) sollte kleiner als $1\text{ }\mu\text{m}$ sein sowie keine Aufwürfe am Rand

der Probe aufweisen. Aufgrund der aufgezeigten Anforderungen wurde ein kommerziell erhältlicher (100)-orientierter Siliziumwafer (*Balzer*) mit einer Reinheit von 99.95 % verwendet.

Stahlsorte	Fe	Cr	Ni	Mn	Si	C	Mo
1.4301	78.9	18	10	2	1	0.1	/
1.3505	96.7	1.5	/	0.4	0.3	2	0.1
MSRR 6503	80	12.5	3	0.9	0.35	0.13	2

Tabelle 2: Auflistung der chemischen Zusammensetzung der Stahlsorten in Gewichtsprozent, die als Grundkörper in den tribologischen Experimenten verwendet wurden. Die chemische Zusammensetzung wurde jeweils vom aufgeführten Hersteller spezifiziert und entsprechend der Auflösungsgrenze mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie nachgeprüft.

4.2 Oberflächenstrukturierung

In der vorliegenden Dissertation wurden zur Oberflächenstrukturierung zwei unterschiedliche Lasersysteme und somit zwei verschiedene Verfahren verwendet. Zur Herstellung der Oberflächenstrukturen in Kapitel 5.1, 5.2, 5.3 und 5.5 wurde eine Interferenzstrukturierung mit einem gepulsten Nanosekundenlaser genutzt. Die Strukturen in Kapitel 5.4 wurden über ein sequentielles Verfahren mit Hilfe eines UltrakurzpulsLasers in die Siliziumoberflächen eingebracht.

4.2.1 Gepulster Nanosekundenlaser

Zur Oberflächenstrukturierung mittels Laserinterferenz wurde ein gepulster Nd:YAG-Laser (*Quanta-Ray Pro 290, Newport Spectra Physics*) mit einer Pulsdauer von 10 ns, einer Repetitionsrate von 10 Hz, einer durchschnittlichen Leistung von 20 W und einer Spitzenleistung von 200 MW verwendet. Die Fundamentalwellenlänge dieses Lasers liegt bei 1064 nm. Mit Hilfe von Frequenzvervielfachung ist es jedoch möglich, die Wellenlängen 532, 355 sowie 266 nm einzustellen. Aufgrund des besseren Absorptionsvermögens von metallischen Oberflächen wurde in der vorliegenden Dissertation eine Wellenlänge von 355 nm zur Laserinterferenzstrukturierung genutzt [309].

Zur Herstellung von definierten Oberflächenstrukturen wurde ein Interferenzaufbau, der in Abbildung 26 dargestellt ist, angewendet.

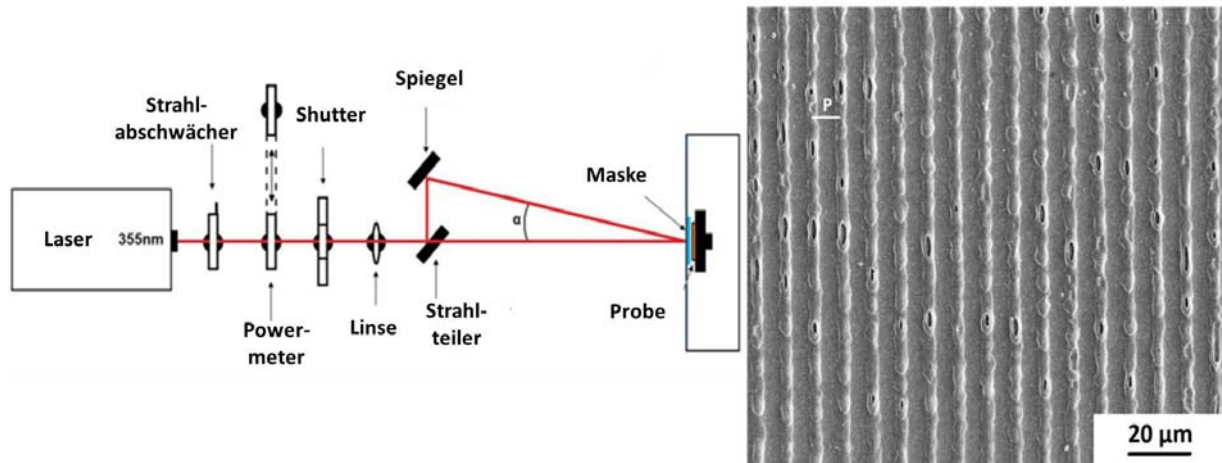


Abbildung 26: Schematische Darstellung des Strahlengangs zur Realisierung einer Zweistrahlinterferenz. Das raster-elektronenmikroskopische Bild zeigt das Resultat einer Strukturierung auf einem hochglanzpolierten Edelstahlsubstrat.

Abbildung 26 verdeutlicht den optischen Strahlengang zur Realisierung einer Zweistrahlinterferenz. Der Primärstrahl des Lasers passiert zunächst einen Strahlabschwächer (*Altechna*), um die Leistung des Primärstrahls einzustellen. Die Leistung wird mit dem Powermeter (*Solo 2, Gentec-eo*) gemessen. Da der Laser eine Repetitionsrate von 10 Hz aufweist, die Interferenzstrukturierung allerdings typischerweise mit einem Laserpuls durchgeführt wird, muss mit Hilfe eines Shutter-systems (*VS25S2ZMO, Uniblitz Electronic*) die Anzahl der verwendeten Laserpulse definiert eingestellt werden. Eine Linse dient zur Fokussierung der Strahlung, um entsprechend die Leistungsdichte zu erhöhen. Anschließend wird der Primärstrahl mit einem Strahlteiler in zwei Teilstrahlen aufgeteilt. Mit Hilfe eines Spiegels werden die beiden Teilstrahlen auf einer Maske, die einen Abstand von ca. 1 mm zur Probe aufweist, zur Interferenz gebracht. Das Ergebnis einer Zweistrahlinterferenz ist eine Linienstruktur, die in der Aufnahme des Rasterelektronenmikroskops abgebildet ist. Die charakteristische Größe der Linienstruktur stellt die Periode P dar, die den Abstand zwischen zwei benachbarten Intensitätsmaxima beschreibt. Diese kann über die genutzte Wellenlänge und den Winkel zwischen den Teilstrahlen gezielt für metallische Oberflächen zwischen 2 und 30 μm variiert werden.

4.2.2 Gepulster Ultrakurzpuls laser

Zur Herstellung von Oberflächenstrukturen mit größeren Aspektverhältnissen wurde ein Ultrakurzpuls laser (*Spitfire Pro F - 5 W, Newport Spectra Physics*) verwendet, der prinzipiell aus drei gekoppelten Lasersystemen aufgebaut ist. Um ultrakurze Pulse zu erzeugen, ist es aufgrund des komplexen physikalischen Grundprinzips notwendig einen Pump- und Seedlaser sowie ein Verstärkungssystem gekoppelt zu betreiben. Der Pumplaser (*Empower 30, Newport Spectra Physics*) dient zur Erzeugung der Besetzungsinversion des aktiven Mediums im Verstärkungssystem und wird durch einen gütegeschalteten Nd-YLF Festkörperlaser realisiert (mit Neodym dotierter Lithium-Yttrium-Fluorid-Kristall), der durch Frequenzverdopplung eine Wellenlänge von 527 nm aufweist. Der Pumplaser hat eine Pulsdauer von 100 ns sowie eine mittlere Leistung von 30 W. Weiterhin ist die Ausgangswellenlänge des Pumplasers auf das Absorptionsspektrum des aktiven Mediums im Verstärkungssystem angepasst. Die Aufgabe des Seedlasers (*Mai Tai, Newport Spectra Physics*) besteht darin, modengekoppelte Laserpulse mit einer Pulsdauer von weniger als 100 fs und einer Pulsenergie im nJ-Bereich zu erzeugen. Um dies zu realisieren, beinhaltet der Laserkopf zwei Kammern, die einerseits einen dioden-gepumpten, kontinuierlichen Nd:YVO₄-Festkörperlaser (*Milenia, Newport Spectra Physics*) als Pumplaser und andererseits einen Ti:Saphir-Kristall zur Erzeugung modengekoppelter Pulse enthalten. Der Seedlaser liefert einen infrarot-nahen (800 nm Wellenlänge), ultrakurzen, linear polarisierten Laserpuls, der als Intensitätsverteilung eine TEM₀₀-Mode aufweist. Die Hauptkomponente dieses Lasersystems stellt in diesem Zusammenhang das Verstärkungssystem dar, in welchem modengekoppelte, infrarot-nahe, ultrakurze Pulse des Seedlasers verstärkt werden. Das aktive Medium des Verstärkungssystems ist ein mit Ti³⁺-Ionen dotierter Saphirkristall. Die zeitliche Abstimmung zwischen den unterschiedlichen Subsystemen wird durch eine Steuerungseinheit (TDG – time delay generator) gewährleistet. Die Überwachung der Temperatur des aktiven Mediums zur Stabilisierung des Prozesses übernimmt eine weitere Steuerungseinheit (TCU – temperature control unit). Um die Optiken im Verstärkungssystem vor Einbränden durch zu große Pulsenergien zu schützen, wird für die Verstärkung das Prinzip der „chirp pulse amplification“ (CPA-Methode) angewendet. Dabei werden die ultrakurzen Pulse des Seedlasers durch ein optisches Gitter zunächst zeitlich aufgeweitet. Anschließend werden individuelle Laserpulse durch drei Pockelszellen, die durch die TDG-Steuerungseinheit synchronisiert sind, ausgewählt und im Verstärkungssystem mit ca. 10 Durchläufen durch das aktive Medium verstärkt. Ist die maximale Verstärkung erreicht, werden diese aus dem Verstärker ausgekoppelt und anschlie-

ßend in einer Kompressorstrecke zeitlich komprimiert. Dies führt dazu, dass die maximal verstärkten Pulse wieder eine kurze Pulsdauer und somit eine entsprechend große Pulsenergie (mJ-Bereich) aufweisen. Durch das aufgezeigte Verfahren werden Laserpulse mit einer Wellenlänge von 800 nm, einer mittleren Leistung von 4 W und einer Repetitionsrate von 1 kHz erzeugt [37]. Das Zusammenspiel der aufgeführten Einheiten soll in Abbildung 27 nochmals verdeutlicht werden.

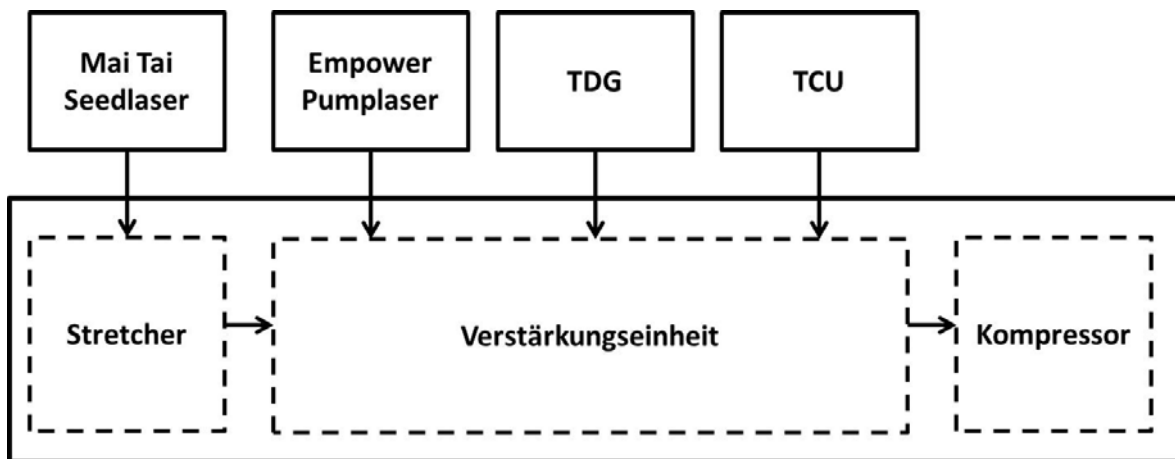


Abbildung 27: Blockdiagramm zur Verdeutlichung der Wechselwirkung der unterschiedlichen Einheiten des verwendeten Ultrakurzpulslasers (verändert nach [37]).

Die Oberflächenstrukturierung mit dem Ultrakurzpulslaser beruht auf einem sequentiellen Verfahren. Die erzeugte Laserstrahlung (Durchmesser 1 cm) wird mit Hilfe einer Linse (*Newport Spectra Physics*), die eine Brennweite von 6.76 cm hat, auf die gewünschte Größe (Durchmesser von ca. 40 μm) fokussiert. Zur Erzeugung einer kreisförmigen Näpfchenstruktur muss die Anzahl der Pulse evaluiert werden, die nötig sind, um die gewünschte Strukturtiefe zu erreichen. Anschließend kann mit einem xy-Verfahrensystem die Probenoberfläche automatisch abgerastert werden. Um kanalartige Strukturen zu erzeugen, kann der Laser mit dem Verfahr- und dem Shutter-system gekoppelt werden. In diesem Zusammenhang muss mit Hilfe der Verfahrensgeschwindigkeit und der Repetitionsrate des Lasers der Überlapp zwischen zwei benachbarten Laserpulsen berechnet und die Strukturtiefe abgeschätzt werden.

4.3 Tribometrie

In diesem Kapitel wird die elementare Funktionsweise der Tribometer beschrieben, die für die experimentellen Laboruntersuchungen unter trockenen und geschmierten Reibbedingungen verwendet wurden.

4.3.1 Nanotribometer

Die experimentellen Untersuchungen unter trockenen Reibbedingungen (Kapitel 5.1) wurden mit einem Nanotribometer (*CSM Instruments*) durchgeführt. Mit Hilfe dieses Gerätes ist es möglich, Normalkräfte in einem Bereich von 500 μN bis 1 N einzustellen. Unter trockenen Reibbedingungen und bei laserstrukturierten Oberflächen ist der Bereich kleiner Normalkräfte interessant ist, da somit Verschleißerscheinungen reduziert werden können. Die Messanordnung des Nanotribometers entspricht einer Kugel-Scheibe-Anordnung (ball-on-disk Anordnung), wobei das Messprinzip auf einem starren, ortsfesten sowie steifen Cantilever basiert, der als reibungsloser Kraftüberträger in normaler und tangentialer Richtung fungiert. An diesem Cantilever ist eine 100Cr6-Kugel mit einem Durchmesser von 3 mm als Gegenkörper befestigt. Diese dient als ein statischer Reibpartner, der mit einer definierten Normalkraft, die über einen Piezomotor mit PID-Regelung gesteuert wird, auf die Substratoberfläche gedrückt wird. Das Substrat vollführt eine linear-oszillatorische Bewegung. Mit Hilfe von faseroptischen Sensoren wird die elastische Auslenkung des Cantilevers in horizontaler und tangentialer Richtung gemessen. Da die Steifigkeiten in beiden Richtungen bekannt sind, ist es möglich die Normal- sowie die Reibkraft zu bestimmen und anschließend den Reibkoeffizienten zu ermitteln. Zur Einstellung einer Normalkraft von 1 mN wurde der Cantilever ST-066 mit einer Steifigkeit von 0.762 mN/ μm in Normalrichtung und einer Steifigkeit von 1.144 mN/ μm in Tangentialrichtung verwendet. Die Relativgeschwindigkeit wurde für alle Experimente zu 1 mm/s gewählt. Zur besseren Illustration des Funktionsprinzips des verwendeten Nanotribometers dient Abbildung 28, wobei (A) den Cantilever, (B) die Kugel als Gegenkörper, (C) die faseroptischen Sensoren, (D) den linear-oszillatorisch beweglichen Probenstisch und (E) die Spiegel der faseroptischen Sensoren darstellen.

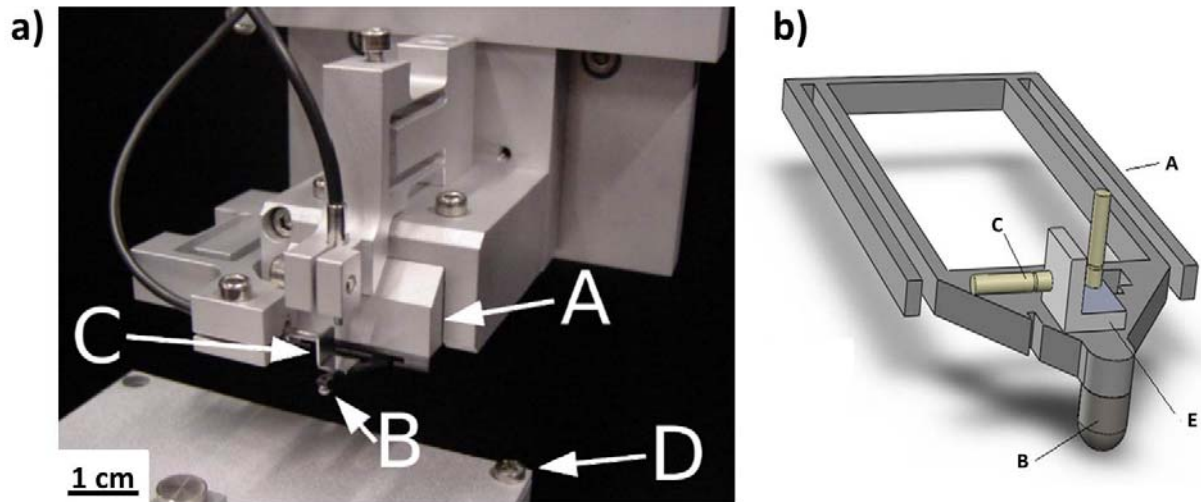


Abbildung 28: Illustration des grundlegenden Funktionsprinzips des verwendeten Nanotribometers (a). Abbildung b zeigt eine Detailzeichnung eines Cantilevers, um dessen Funktionsweise zu verdeutlichen.

Vor jedem tribologischen Experiment wurden sowohl Grund- und Gegenkörper einer Reinigungsprozedur von je zehn Minuten mit Cyclohexan, Aceton und Isopropanol unterzogen, um sowohl polare als auch apolare Verunreinigungen zu entfernen. Die Temperatur während des tribologischen Experimentes kann mit $22 \pm 2 \text{ }^{\circ}\text{C}$ angegeben und somit als konstant betrachtet werden. Die relative Luftfeuchtigkeit wurde für die weiteren Experimente bei $4 \pm 1 \text{ } \%$ konstant gehalten.

4.3.2 Mikrotribometer

Die tribologischen Untersuchungen unter Mischreibungsbedingungen (Kapitel 5.2) wurden mit einem Mikrotribometer (*CSM Instruments*) durchgeführt, welches auch einem Kugel-Scheibe-Tribometer entspricht. Dieses Tribometer deckt einen Normalkraftbereich von 1 bis 70 N ab und ist somit für die Messungen unter Mischreibung geeignet, in denen eine Normalkraft von 5 N benötigt wird, um eine entsprechend große Pressung einzustellen. Die Funktionsweise dieses Tribometers basiert auf einem starren, elastischen Balken und zwei LVDT-Sensoren (linear variable differential transducer), welche die elastische Verschiebung dieses Balkens detektieren. Aus der gemessenen Verschiebung und bekannten Steifigkeit des Balkens kann die Tangentialkraft, die der Bewegung entgegen wirkt, gemessen werden. Da die Normalkraft mit Hilfe eines Totgewichts aufgebracht wird und somit für die komplette Versuchsdauer als konstant anzusehen ist, kann aus Tangential- und Normalkraft der Reibkoeffizient berechnet werden. Zur exakten Steuerung der

Temperatur und der relativen Luftfeuchtigkeit ist das Mikrotribometer in eine Klimakammer eingebettet. Die Temperatur kann in einem Bereich von 10 bis 130 °C und die relative Luftfeuchtigkeit über den Taupunkt zwischen 20 und 90 % eingestellt werden.

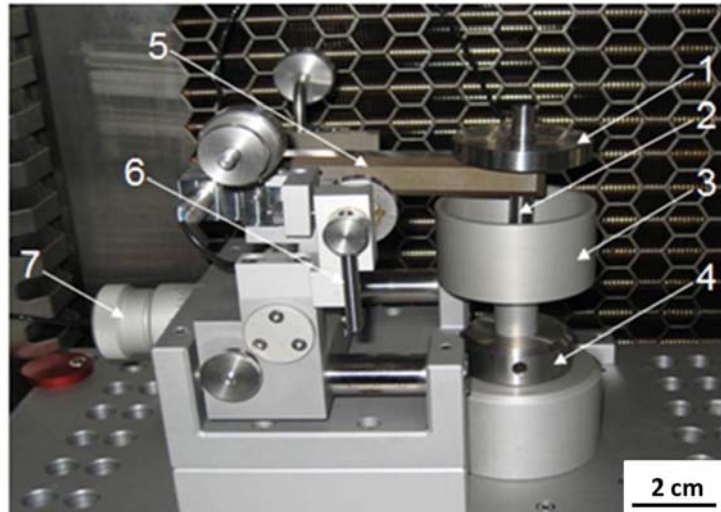


Abbildung 29: Darstellung des grundlegenden Funktionsprinzips des verwendeten Mikrotribometers mit allen wesentlichen Elementen (1-7).

Abbildung 29 illustriert die prinzipielle Funktionsweise eines Mikrotribometers, das auf eine rotatorische Bewegung ausgelegt ist. Mit Hilfe des Kugelhalters (2) wird eine Al_2O_3 -Kugel befestigt und das Totgewicht (1) zur Einstellung der Normalkraft aufgebracht. Der Probenhalter für den Grundkörper (3) weist eine Schraubvorrichtung auf, so dass die zu untersuchende Probe mechanisch befestigt werden kann. Der Antriebsmotor (4) dient zur Einstellung der kinematischen Randbedingungen für die tribologischen Messungen. Der elastische Balken (5), ein Absenkmechanismus für diesen Balken (6) und eine laterale Justierschraube (7) ermöglichen die exakte Positionierung der Kugel auf der Probenoberfläche.

Die Reinigung der Proben vor dem tribologischen Experiment erfolgte in einem 10-minütigen Ultraschallbad mit jeweils Cyclohexan, Aceton und Isopropanol. Die tribologischen Messungen wurden mit einer Normalkraft von 5 N, einer Relativgeschwindigkeit von 5 cm/s bei einem Radius von 1.5 mm durchgeführt. Weiterhin wurde eine Temperatur von 25 ± 1 °C und die relative Luftfeuchtigkeit von 45 ± 2 % mit Hilfe der Klimakammer eingestellt.

4.3.3 Elastohydrodynamischer Versuchsstand

Die experimentellen Untersuchungen unter elastohydrodynamischen Reibbedingungen wurden mit einem EHL-Tribometer (*PCS Instruments*), welches ebenfalls einem Kugel-Scheibe-Tribometer entspricht, durchgeführt. Neben der Messung der Reibkraft gestattet dieses Tribometer die exakte Messung der Ölfilmdicke über Interferometrie. Abbildung 30 zeigt das Messprinzip anhand einer schematischen Skizze, wobei deutlich wird, dass eine 100Cr6-Kugel mit einem Durchmesser von 19.05 mm ($R_q = 6$ nm nach Abzug der Kugelkrümmung) von unten gegen eine Glasscheibe gepresst wird. Durch die Nutzung einer Glasscheibe ist die Messung der Ölfilmdicke während des tribologischen Experimentes möglich. Soll allerdings die Reibkraft bestimmt werden, muss die Glasscheibe durch eine 100Cr6-Scheibe ($R_q = 50$ nm) getauscht werden. Sowohl die Kugel als auch die Scheibe verfügen über einen separaten Antrieb, wobei die kinematischen Betriebsbedingungen und insbesondere Schlupf definiert eingestellt werden können. Die Messung der Reibkraft erfolgt bei diesem Tribometer über eine Wägezelle [310].

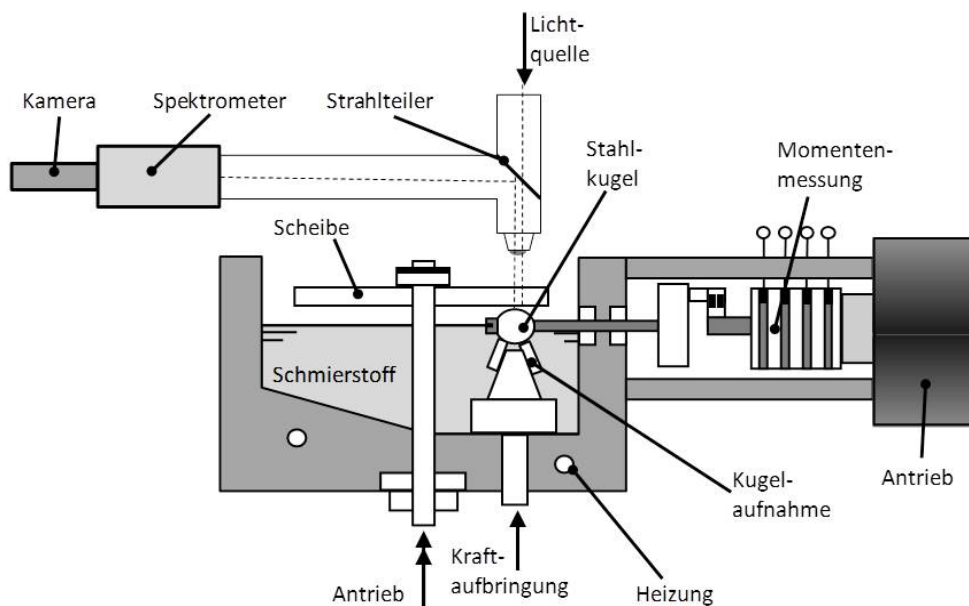


Abbildung 30: Schematische Darstellung des Messprinzips des EHL-Tribometers, welches die exakte Messung der Ölfilmdicke durch Interferometrie erlaubt [310].

Die Rollgeschwindigkeit wurde in den durchgeführten Versuchsreihen von 300 bis 3000 mm/s stufenweise erhöht, wobei ein Gleit-Roll-Verhältnis (Sliding-Rolling-Ratio SRR) von 0 bis 200 % abgedeckt werden konnte. Eine weitere Variationsgröße stellt bei diesen Versuchen die Normalkraft

dar, die auf 5 und 10.7 N eingestellt wurde, was einer makroskopischen Kontaktpressung von 328.6 bzw. 423.5 MPa entspricht. Als Schmierstoff wurde ein nicht-additiviertes Mineralöl mit einer dynamischen Viskosität von 25 mPas bei 40 °C genutzt.

4.3.4 Hydrodynamischer Versuchsstand

Unter hydrodynamischen Bedingungen wurden tribologische Messungen in Kooperation mit dem Imperial College London durchgeführt. Für diese Untersuchungen wurde ein nicht-kommerzielles Tribometer genutzt, welches in der Doktorarbeit von A. S. Manzoor aufgebaut wurde [302]. Dieser Versuchsstand erlaubt die simultane Messung der Reib- und Normalkraft sowie der Ölfilmdicke. Der Grundkörper stellt in diesem Zusammenhang eine Glasplatte dar, die mit einer definierten Geschwindigkeit (1 m/s) rotiert. Der tribologische Gegenkörper ist ein rechteckiges Siliziumsubstrat (10 mm x 20 mm), das von unten mit einer definierten Normalkraft an die Glasplatte gedrückt wird. Dabei ist das Siliziumsubstrat gegenüber der Glasplatte um einen bestimmten Winkel, den Konvergenzwinkel, gekippt. Um die simultane Messung der Reib- und Normalkraft sowie der Ölfilmdicke zu gewährleisten, ist das Tribometer in drei Hauptbestandteile unterteilt. Die Normalkraft wird über einen Schraubmechanismus aufgebracht, wobei diese über vier symmetrisch angebrachte Dehnungsmessstreifen kontrolliert wird. Das System zur Messung der Reibkraft wird über die Messung von kleinen Verschiebungen des Belastungsarms realisiert. Die Verschiebungen werden mit einem kontaktlosen Wegsensor, der auf dem Wirbelstromprinzip basiert, gemessen. Da die Steifigkeit des Arms und die Verschiebung bekannt sind, kann auf die resultierende Reibkraft geschlossen werden. Das Prinzip der laser-induzierten Fluoreszenz wurde genutzt, um die Ölfilmdicke zu bestimmen, wobei als Schmieröl ein kommerzielles, nicht additiviertes Mineralöl von Castrol verwendet wurde. Diesem wurde eine Mischung der beiden Farbstoffe Perylen und Napthalimid beigemischt, um das Schmieröl UV-sensitiv zu machen. Dies war notwendig, um mit Hilfe einer Quecksilber-Xenon-UV-Lampe und einer Hochgeschwindigkeitskamera Graustufenbilder aufzunehmen, die mit Hilfe einer geeigneten Kalibration in Ölfilmdicken umgerechnet werden können. Um den hydrodynamischen Schmierzustand im gesamten Experiment zu gewährleisten, wurde mit Hilfe einer Pumpe Öl an die Unterseite der Glasplatte gesprüht und durch die auftretenden Fliehkräfte gleichmäßig über den gesamten Durchmesser verteilt. Abbildung 31 dient dazu, die Funktionsweise des beschriebenen Versuchsstandes zu verdeutlichen.

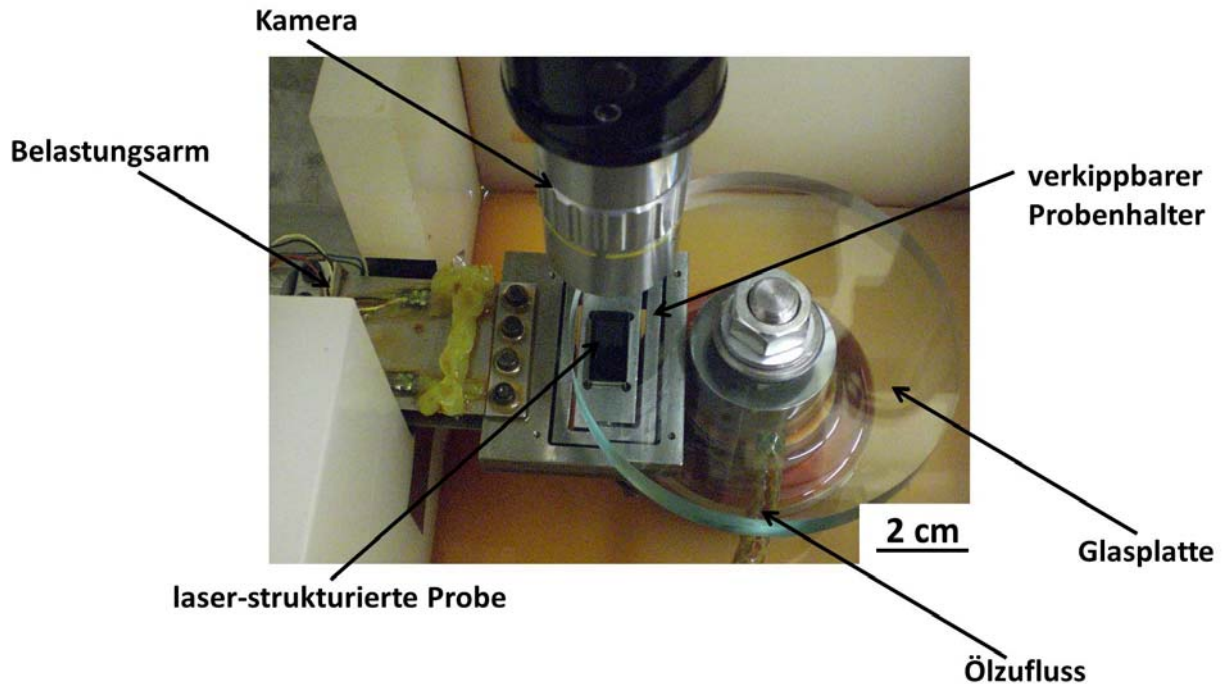


Abbildung 31: Darstellung der essentiellen Komponenten des hydrodynamischen Versuchsstands, der zur simultanen Messung der Normal- und Reibkraft sowie der Ölfilmdicke dient.

Abbildung 31 illustriert weiterhin den in zwei Achsen verkippbaren Probenhalter. Entlang der kurzen Achse stellt sich ein Gleichgewichtszustand ein, da über den Radius unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten des Öls herrschen, wohingegen entlang der langen Achse mit Hilfe zweier Schrauben ein definierter Konvergenzwinkel eingestellt werden kann. Durch die Aufnahme von zwei Graustufenbildern entlang der langen und kurzen Achse kann der Konvergenzwinkel in beiden Richtungen sowie die Ölfilmdickenverteilung berechnet werden.

Die tribologischen Messungen wurden mit einer Relativgeschwindigkeit von 1 m/s und in Abhängigkeit der Normalkraft (5 und 10 N) durchgeführt. Die Temperatur und die relative Luftfeuchtigkeit wurden hierbei konstant bei $26 \pm 5 \text{ }^{\circ}\text{C}$ und $45 \pm 5 \text{ \%}$ gehalten. Vor jeder tribologischen Messung wurden sowohl die Glasplatte als auch die Siliziumsubstrate mit Aceton und Isopropanol gereinigt.

4.4 Probencharakterisierung

In diesem Kapitel sollen die prinzipielle Funktionsweise und die Prozessparameter der Charakterisierungsmethoden beschrieben werden, die in der vorliegenden Arbeit verwendet wurden.

4.4.1 Weißlichtinterferometrie (WLI) und Lichtmikroskopie

Weißlichtinterferometrie (*New View 7300, Zygo*) und optische Lichtmikroskopie (*VHX-2000, Keyence* oder *BX 60, Olympus*) wurden genutzt, um die Homogenität der laserstrukturierten Proben zu überprüfen, die Periodizität der Laserstruktur exakt einzustellen und Verschleißspuren nach dem tribologischen Experiment hinreichend genau zu analysieren. Das optische Lichtmikroskop, das als prinzipieller Aufbau zweier Sammellinsen (Objektiv und Okular) zu verstehen ist, gibt hierbei einen generellen Überblick über die Verschleißspur, wohingegen Weißlichtinterferometrie genutzt wird, um die Höheninformation kontaktlos mit einer sehr guten Auflösung abzubilden. Da mit Hilfe eines Weißlichtinterferometers die dreidimensionale Höheninformation erfasst werden kann, wird diese Methode weiterhin dazu genutzt die Topographie und die Oberflächenrauheit anhand geeigneter Parameter zu charakterisieren. Das verwendete Weißlichtinterferometer beruht auf dem klassischen Prinzip des Michelson-Interferometers und hat in vertikaler Richtung eine theoretische Auflösung von 0.1 nm. Als reale vertikale Auflösung, die wiederum von der lateralen Auflösung abhängt, kann ein Wert von 10 nm angegeben werden. Die Auflösung in lateraler Richtung ist abhängig vom verwendeten Objektiv und variiert zwischen 0.36 und 9.5 μm [311].

Ein breitbandiges, weißes Licht wurde als Lichtquelle für die Weißlichtinterferometrie genutzt, um das Auftreten des 2π -Problems zu verhindern. Nach der Kollimation durch geeignete Linsen wird der Primärstrahl mit Hilfe eines Strahlteilers in zwei Teilstrahlen aufgeteilt, wobei ein Teilstrahl auf einen Referenzspiegel und der zweite Teilstrahl auf das Messobjekt geleitet werden. Die jeweils reflektierten Teilstrahlen interferieren miteinander, wobei sich ein charakteristisches Interferenzmuster ergibt. Durch das Verschieben des Referenzspiegels wird eine Intensitätsvariation erzeugt. Somit kann jeder Objektposition eine Intensität zugeordnet werden, woraus mit Hilfe einer Fouriertransformation (FDA – Frequency domain analysis) eine Höheninformation ermittelt werden kann [312].

Die Oberflächentopographie der tribologischen Kontaktflächen wurde mittels WLI vermessen und anhand charakteristischer Profilausschnitte (Größe: 1 mm x 1 mm) die Oberflächenkennwer-

te, gemäß Kapitel 3.2, an mindestens zehn Messpunkten ermittelt. Weiterhin wurde das WLI genutzt, um die optische Schichtdicke semitransparenter Ölfilme zu messen. Wird die optische Schichtdicke durch den Brechungsindex dividiert, so ergibt sich daraus die physikalische Schichtdicke.

Die Charakterisierung der Verschleißspuren und die Bestimmung der anisotropen Tropfenverzerrung von laserstrukturierten, mikrogeprägten und multiskalig-strukturierten Oberflächen (Kapitel 6.2) wurden mit Hilfe des Lichtmikroskops durchgeführt.

4.4.2 Rasterelektronenmikroskopie (REM), fokussierte Ionenstrahlmikroskopie (FIB), energiedispersive Röntgenspektroskopie (EDX) und Rückstreuелеlektronenbeugung (EBSD)

Um das Resultat der Laserstrukturierung und die Verschleißspuren mit höherer Auflösung zu analysieren sowie Rückschlüsse auf die Reib- und Verschleißmechanismen ziehen zu können, wurden alle Proben mit einer Dualbeamworkstation (*Strata DB 235 FEI* oder *Helios 600, FEI*), die jeweils ein Rasterelektronenmikroskop mit fokussierter Ionenstrahlmikroskopie kombiniert, untersucht. Das Auflösungsvermögen der beiden FIB-Rasterelektronenmikroskope bei einer Beschleunigungsspannung von 5 kV liegt im Nanometerbereich (*Strata DB 235*: 2nm und *Helios 600*: 1.6 nm).

Im Fall der fokussierten Ionenstrahlmikroskopie wird der Ionenstrahl mit einer Beschleunigungsspannung von 30 kV betrieben, woraus sich ein Auflösungsvermögen von 5 bis 10 nm ergibt. Der Ionenstrahl besteht aus Gallium-Ionen, da Gallium einen niedrigen Schmelzpunkt (29.8 °C) und eine günstige Oberflächenspannung zur Erzeugung des Taylorkonus aufweist, der für die Erzeugung des Ionenstrahls wichtig ist. Die fokussierte Ionenstrahlmikroskopie eignet sich im besonderen Maße dafür, an laserstrukturierten Oberflächen und Verschleißspuren Querschnitte zu präparieren, um Oxidschichten sichtbar zu machen und die Gefügestruktur unterhalb der Verschleißspur zu charakterisieren.

Zur quantitativen und qualitativen chemischen Analyse der beteiligten Grund- und Gegenkörper wurde energiedispersive Röntgenspektroskopie bei einer Beschleunigungsspannung von 15 kV angewandt. Die erzeugte Röntgenstrahlung wurde mit einem EDX-Detektor (*EDAX*) aufgenommen und mit der *EDAX Genesis* Software ausgewertet.

Rückstreuungselektronenbeugung (*TSL OIM analysis*) an der Dualbeamworkstation Helios 600 gestattet eine detaillierte mikrostrukturelle Analyse hinsichtlich der Korngrößen-, Textur- und Phaseninformation. Die Probe wird auf einem Probenhalter, der einen Winkel von 45° aufweist, in die Probenkammer eingebaut und mit Hilfe des Verfahrssystems nochmals um weitere 25° verkippt, so dass insgesamt eine Verkipfung von 70° relativ zum Elektronenstrahl vorliegt. Dieser Winkel erklärt sich aus der Tatsache, dass der Rückstreuoeffizient für direkt rückgestreute Elektronen bei einem Einfallswinkel des primären Elektronenstrahls unter 70° am größten ist. Aufgrund der Wechselwirkung des Primärstrahls mit dem Material werden Elektronen inkohärent gestreut. Der Kippwinkel ermöglicht es, dass genügend Elektronen die Bragg-Bedingung an spezifischen Netzebenen erfüllen. Dies führt zur Ausbildung von Kossel-Kegeln, deren Schnitt mit dem Fluoreszenzschirm als Linien, die Kikuchi-Linien, erscheinen. Die Kikuchi-Linien enthalten alle Informationen hinsichtlich der Kristallographie und der Phasenzusammensetzung. Die laterale Auflösung im Fall der Rückstreuungselektronenbeugung beträgt 20 bis 50 nm, wohingegen die Informationstiefe in einem Bereich von 10 bis 150 nm anzusiedeln ist [313, 314]. Die Kikuchi-Linien wurden mit einer Beschleunigungsspannung von 20 kV erzeugt und mit einer Hikari-Kamera mit 250 Bildern pro Sekunde aufgenommen. Es sei noch anzumerken, dass für ein gutes EBSD-Resultat Kontaminations- oder Oxidschichten entfernt werden müssen, da diese typischerweise keine Gitterstruktur haben und somit kein Signal liefern. Um eine ausreichende Oberflächenqualität für EBSD-Messungen zu gewährleisten, wurden in dieser Arbeit die Oberflächen aller Proben zunächst mit einer Ionenpolituranlage (*EM RES 101, Leica*) bearbeitet. Dazu wurden Argon-Ionen unter einem Winkel von 5° mit einer Beschleunigungsspannung von 3 keV für zehn Minuten auf die Oberfläche geschossen, um einen Abtrag von Oxid- und Kontaminationsschichten ohne Oberflächenschädigung zu gewährleisten.

4.4.3 Mikrohärtemessung und Nanoindentation

Um einen globalen Härtewert für die zu untersuchenden Referenzoberflächen und die laserstrukturierten Substrate zu ermitteln, wurde die Härteprüfung nach Vickers (*VMHT MOT, Leica*) verwendet. Dabei wird eine Diamantpyramide mit einem Öffnungswinkel von 136° in das zu prüfende Werkstück mit 10 N gedrückt und diese Belastung für eine Zeit von 10 Sekunden gehalten.

Anschließend werden die Diagonalen des Eindrucks mit Hilfe des Lichtmikroskops ausgemessen und der Härtewert berechnet.

Neben den globalen Härtewerten wurden für laserstrukturierte Oberflächen Härtewerte im Bereich minimaler und maximaler Laserintensität gemessen. Da diese Strukturen typischerweise in μm -Bereich anzusiedeln sind, wurde sich eines Nanoindenters (*Ti 900 Triboindenter, Hysitron*) bedient, der es erlaubt in diesen Dimensionen den reduzierten E-Modul und die Nanohärte zu messen. Um diese Messungen zu ermöglichen, wurden die Messungen mit einer Cube-Corner-Spitze, die einen Spitzenradius von ca. 100 nm aufweist, durchgeführt. Die Spitze hat in diesem Fall zugleich bildgebende und indentierende Aufgaben, wobei diese mit einer Auflösung im Nanometerbereich positioniert werden kann. Vor dem Beginn der eigentlichen Messung wurde die Flächenfunktion der Spitze mit einem Referenzmaterial (Silizium) kalibriert. Mit Hilfe dieser Flächenfunktion können die Kraft-Weg-Kurven ausgewertet werden [315]. Die maximale Kraft, die bei den Messungen aufgebracht wurde, betrug 1 mN. Dabei wurde diese Kraft mit einer Rate von 0.1 mN/s aufgebracht und anschließend für 10 Sekunden gehalten. Nach dieser Haltezeit wurde mit einer Rate von 0.2 mN/s entlastet.

4.4.4 Ramanspektroskopie

Ramanspektroskopie stellt eine einfache und schnelle sowie vakuumfreie Methode dar, um den Bindungszustand von Atomen, den Aufbau von Molekülen und die oberflächennahe chemische Zusammensetzung zu charakterisieren. Die laterale Auflösung sowie die Tiefenauflösung des Verfahrens beträgt für die verwendeten Stahloberflächen circa 1.5 μm , weshalb die laserstrukturierten Proben in Abhängigkeit der Orte minimaler und maximaler Laserintensität untersucht werden konnten [316, 317]. Das Funktionsprinzip dieser Methode basiert auf dem Raman-Effekt. Hierbei handelt es sich um die Wechselwirkung der Valenzelektronen mit einer monochromatischen Strahlung, wodurch ein elektrisches Feld und die Bildung von Dipolen induziert werden. Abhängig von der Polarisierbarkeit des Dipols und der ausgesendeten Frequenz müssen Rayleigh-, Stokes- und Anti-Stokes-Strahlung unterschieden werden, wobei in einem aufgezeichneten Ramanspektrum nur die detektierten Stokes-Linien angegeben sind. Anti-Stokes-Linien besitzen aufgrund einer Temperaturabhängigkeit keine Aussagekraft [318].

Aufgrund der genannten Vorteile wurde die Ramanspektroskopie (*LabRAM ARAMIS, Horiba*) in der vorliegenden Arbeit verwendet, um die native sowie laser-induzierte Oxidschicht hinsichtlich ihrer Oxidzusammensetzung und -spezies zu untersuchen. Weiterhin wurde der Bindungszustand von Verschleißpartikeln untersucht. Linear-polarisiertes Laserlicht wurde als anregende Strahlung mit einer Wellenlänge von 532 nm genutzt, wobei die Belichtungszeit 5 Sekunden betragen hat. Das genutzte Ramanspektrometer weist eine Rückstreugeometrie auf, so dass zurück reflektierte und -gestreute Strahlung detektiert werden kann. Für jede Probe wurden in Abhängigkeit der Probenposition zehn Ramanspektren gemessen und diese anschließend gemittelt. Durch Vergleich mit Literaturwerten konnten die gemessenen Schwingungsbanden entsprechenden chemischen Verbindungen zugeordnet werden.

4.4.5 Infrarotspektroskopie (IR-Spektroskopie)

IR-Spektroskopie dient ebenfalls zur Analyse und Charakterisierung von chemischen Bindungen anhand aufgenommener Schwingungsbanden. Die zu untersuchende Probe wird mit monochromatischer Strahlung bestrahlt. Für die Analyse von organischen Substanzen, wie zum Beispiel unadditivierten Schmieröl, wird Strahlung aus dem mittleren IR-Bereich genutzt. Abhängig davon, ob die Probe transmissiv für IR-Strahlung ist, kann IR-Spektroskopie in Transmission oder Reflektion durchgeführt werden. Wird eine organische Substanz mit IR-Strahlung belichtet, so können unterschiedliche Schwingungsmoden der funktionellen Gruppen oder des Moleküls angeregt werden. Folglich wird bei diesem Prozess Energie absorbiert. Ein Vergleich des aufgenommenen IR-Spektrogramms mit einem Spektrogramm der Umgebung und ein Abgleich mit entsprechenden Datenbanken ermöglicht eine Analyse der chemischen Substanz [319].

In dieser Arbeit wurde die chemische Änderung des verwendeten Schmieröls nach dem tribologischen Experiment auf Edelstahloberflächen mit Hilfe der IR-Spektroskopie untersucht. Es wurde ein Fourier-Transform-IR-Spektrometer (*IFS 66 v/s, Bruker*) in Reflektion verwendet, welches als grundlegende Elemente einen schwarzen Strahler, ein Michelson-Interferometer, einen HeNe-Laser und einen Detektor hat. Der schwarze Strahler entsendet mittleres IR-Licht in einem Wellenlängenbereich von 2.5 bis 25 μm . Folglich wird ein Messbereich von 400 bis 4000 cm^{-1} abgedeckt. Der Vorteil dieses IR-Spektrometers im Vergleich zu einem herkömmlichen IR-Spektrometer liegt in einem besseren Signal-Rausch-Verhältnis und in einer kürzeren Analysezeit [320].

4.4.6 Röntgenphotoelektronenspektroskopie (XPS)

Zur Analyse der oberflächennahen chemischen Zusammensetzung wurde in der vorliegenden Dissertation, in Zusammenarbeit mit der AG Prof. Jacobs, Röntgenphotoelektronenspektroskopie genutzt. Diese Methode basiert auf dem klassischen Photoeffekt, da durch eine anregende Röntgenstrahlung (Al-K α -Strahlung) im Ultrahochvakuum aus der Probe oberflächennahe Elektronen herausgelöst werden. In einem Spektrum wird die detektierte kinetische Energie der aus der Probe austretenden Elektronen gegenüber ihrer Häufigkeit aufgetragen. Da die Energie des einfallenden Photons und die Austrittsarbeit der Elektronen bekannt sind, kann auf die Bindungsenergie des Elektrons und damit auf das Material geschlossen werden.

In dieser Dissertation wurde XPS (*ESCA MkII, Vakuum Generators*) zur detaillierten chemischen Analyse der oberflächennahen nativen und laser-induzierten Oxidschichten genutzt, wobei diese Methode eine integrale Auswertung über eine Fläche von 60 mm² gestattet. Der Emissionswinkel der Photoelektronen bezüglich der Probennormalen betrug 0°. Um tiefenaufgelöste Aussagen über die Oxidschicht und die Oxidschichtdicke zu erhalten, wurde XPS mit einer Argonsputtereinheit zum gezielten Abtrag der Oberfläche gekoppelt. Die Ar-Ionen wurden mit einer Beschleunigungsspannung von 4 kV auf die Oberfläche geschossen. Daraus resultierte eine Abtragsrate von $1.1 \pm 0.1 \text{ Å/min}$ führt [321-324].

4.4.7 Atomsondentomographie (APT)

Eine dreidimensionale chemische Analyse mit atomarer Auflösung der nativen und laser-induzierten Oxidschicht in Abhängigkeit minimaler und maximaler Laserintensität wurde mittels Atomsondentomographie (*LEAP 3000X HR, CAMECATM*) durchgeführt. Für diese Methode muss mittels FIB-Präparation oder auf elektrochemischem Wege eine Atomsondenspitze mit einem Spitzenradius von circa 100 nm präpariert werden [325, 326]. Eine Hochspannung, die zwischen Spitze und Detektor angelegt wird, unterstützt durch einen elektrischen Impuls oder einen ultra-kurzen Laserpuls, führt zur Feldionisation von oberflächennahen Atomen. Diese Atome fliegen aufgrund eines elektrischen Feldes durch ein Flugzeitmassenspektrometer und treffen auf einen Detektor. Durch die Flugzeitmassenspektroskopie und mit Hilfe des Auftrefforts am Detektor kann auf die Spezies des Ions sowie auf den Herkunftsort von der Spitze geschlossen werden [325, 326].

Vor dem FIB-Präparationsprozess für die Atomsondenspitzen wurde auf der zu untersuchenden Fläche eine 200 nm dicke Schutzschicht aus Titan abgeschieden, um diese Bereiche vor dem Ionenstrahl zu schützen. Titan konnte als Schutzschicht gewählt werden, da es kein Hauptlegierungselement des verwendeten Stahls ist und zudem eine vergleichbare Verdampfungsrate wie Eisen, Nickel und Chrom aufweist. Der Ionisationsprozess wurde durch einen ultrakurzen Laserpuls (Wellenlänge 532 nm, Pulsenergie 0.4 nJ) eingeleitet. Die Atomsondenspitzen wurden auf 40 K gekühlt, um thermische Einflüsse ausschließen zu können. Die Rekonstruktion erfolgte nach dem Standardalgorithmus nach Bas [327] und wurde mit der Software IVAS 3.6.6 von CAMECATM durchgeführt.

4.4.8 Verschleißpartikelanalyse

Zur Analyse der Form und der Größe der Verschleißpartikel nach den tribologischen Messungen unter Mischreibungsbedingungen wurde ein Partikelsizer (*Morphologie G3, Malvern*) verwendet, der auf dem Funktionsprinzip eines klassischen Lichtmikroskops basiert. Die Aufnahme eines zweidimensionalen Bildes und die Verwendung von Schwellwerten zur Segmentierung ermöglichen die Bestimmung eines äquivalenten Durchmessers der entstandenen Partikel [328]. Mit diesem Gerät können abhängig von der Objektivvergrößerung Partikel in einem Bereich von 0.5 bis 3000 μm detektiert werden. In der vorliegenden Arbeit wurde das Objektiv mit 20-facher Vergrößerung verwendet, mit der Partikelgrößen von 1 bis 100 μm abgedeckt werden können. Nach dem tribologischen Experiment wurde die Probe mit dem Schmieröl in Lösungsmittel (n-Heptan) gegeben und somit die Verschleißpartikel in eine Dispersion überführt. Diese wurde auf einem Objektivträger getrocknet und die Partikelform und -größe mit Durchlicht analysiert.

5. Ergebnisse und Diskussion

Dieses Kapitel stellt die Ergebnisse der tribologischen Untersuchungen von laser-strukturierten Oberflächen abhängig vom vorherrschenden Reibregime dar. Nach der Oberflächenstrukturierung werden alle beteiligten Reibflächen einer umfassenden topographischen Analyse mittels WLI unterzogen. Im Fall der trockenen Reibung wird ebenfalls eine mikrostrukturelle und chemische Charakterisierung der entsprechenden Oberflächen durchgeführt. Abschließend wird die Effizienz der eingebrachten Laserstrukturen unter Laborbedingungen und in Konstruktionselementen bewertet sowie das zugrunde liegende Funktionsprinzip in Abhängigkeit des Reibregimes evaluiert.

5.1 Trockene Reibung

Zur Untersuchung des anisotropen Reibverhaltens von laser-strukturierten Oberflächen unter trockenen Reibbedingungen wurden Linienmuster mit unterschiedlicher Periode (5, 9 und 18 μm) auf Stahlsubstraten (Grundkörper) und -kugeln (Gegenkörper) erzeugt. Neben Referenzexperimenten mit unstrukturierten Oberflächen wurden Messungen mit einseitig- und beidseitig-strukturierten Kontaktflächen durchgeführt. Bei diesen Messungen wurde weiterhin die Orientierung des Linienmusters relativ zur Reibrichtung variiert, woraus sich vier unterschiedliche Ausrichtungen ergeben, die in Abbildung 32 dargestellt sind.

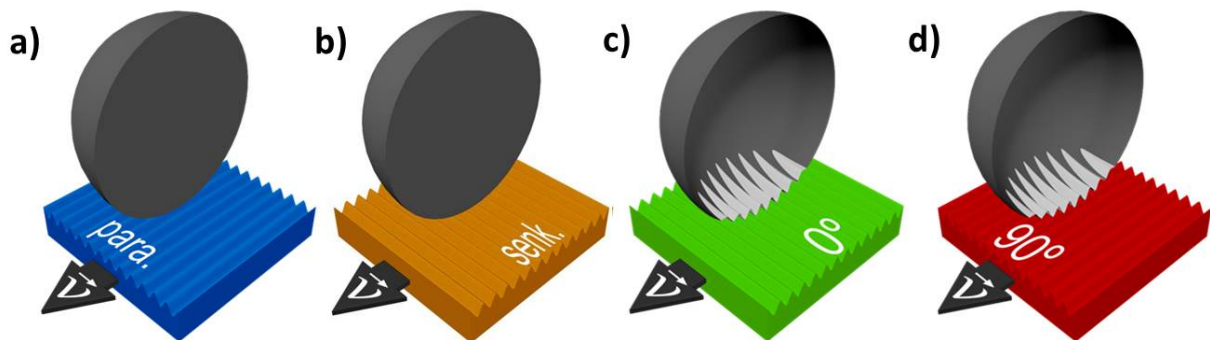


Abbildung 32: Darstellung der unterschiedlichen Anordnungen in Abhängigkeit der relativen Orientierung der Linienstruktur zur Reibrichtung für einseitig- und beidseitig-strukturierte Kontaktflächen.

Bewegt sich eine unstrukturierte Kugel parallel zur Linienstruktur des laser-strukturierten Substrats (Abbildung 32 a), wird dies mit dem Kürzel „para“ gekennzeichnet. Ist die Reibrichtung senkrecht zur Linienstruktur orientiert (Abbildung 32 b), wird diese Ausrichtung mit „senk“ abgekürzt. Im Fall von beidseitig-strukturierten Kontaktflächen, spiegelt eine Orientierung von 0° (Abbildung 32 c) den Zustand wider, in dem die Linienstruktur von Substrat und Kugel parallel zueinander ausgerichtet sind. Eine senkrechte Ausrichtung der Linienstruktur der Kugel relativ zu der des Substrats (Abbildung 32 d), wird als eine 90° -Orientierung bezeichnet.

Zur Studie des anisotropen Reibverhaltens ist es essentiell, dass die in Abbildung 32 beschriebenen Orientierungen möglichst exakt eingestellt werden. Um dies zu gewährleisten, wurde ein Positionierungssystem entwickelt, welches die Ausrichtung der Oberflächenstrukturen von Grund- und/oder Gegenkörper relativ zueinander gestattet. Eine umfassende topographische, mikrostrukturelle und chemische Charakterisierung der Oberflächen vor und nach der Laserstrukturierung soll zur Studie des Einflusses der Laserbehandlung auf die resultierenden oberflächennahen Materialeigenschaften dienen. Die ermittelten Daten werden weiterhin genutzt, um die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten in Abhängigkeit der Orientierung und der Zyklenzahl zu interpretieren.

5.1.1 Topographische, chemische und mikrostrukturelle Charakterisierung des Gegenkörpers (100Cr6-Kugel)

Zur Untersuchung der Mikrostruktur des Gegenkörpers vor der Laserstrukturierung wurde eine 100Cr6-Kugel in der Mitte geteilt, die resultierende Schnittfläche poliert und anschließend mit einer Nital-Lösung (1 ml Salpetersäure zu 99 ml destilliertem Wasser) angeätzt. Nach dieser Prozedur wurden an dieser Schnittfläche Härtemessungen nach Vickers durchgeführt und das Gefüge mittels REM untersucht. Abbildung 33 a zeigt eine REM-Aufnahme, in der einerseits nadelförmige Körner mit Korngrenzen und andererseits Ausscheidungen zu erkennen sind. Die Härtemessungen nach Vickers ergeben einen Härtewert von 850 HV bei einer Normalkraft von 9.81 N und einer Belastungsdauer von 15 s. Die Mikrostruktur und der gemessene Härtewert sind somit charakteristisch für ein martensitisches Gefüge [329]. Um die chemische Zusammensetzung der Ausscheidungen zu identifizieren, wurden EDX-Spektren, die in Abbildung 33 b und c dargestellt sind, an den markierten Punkten aufgenommen.

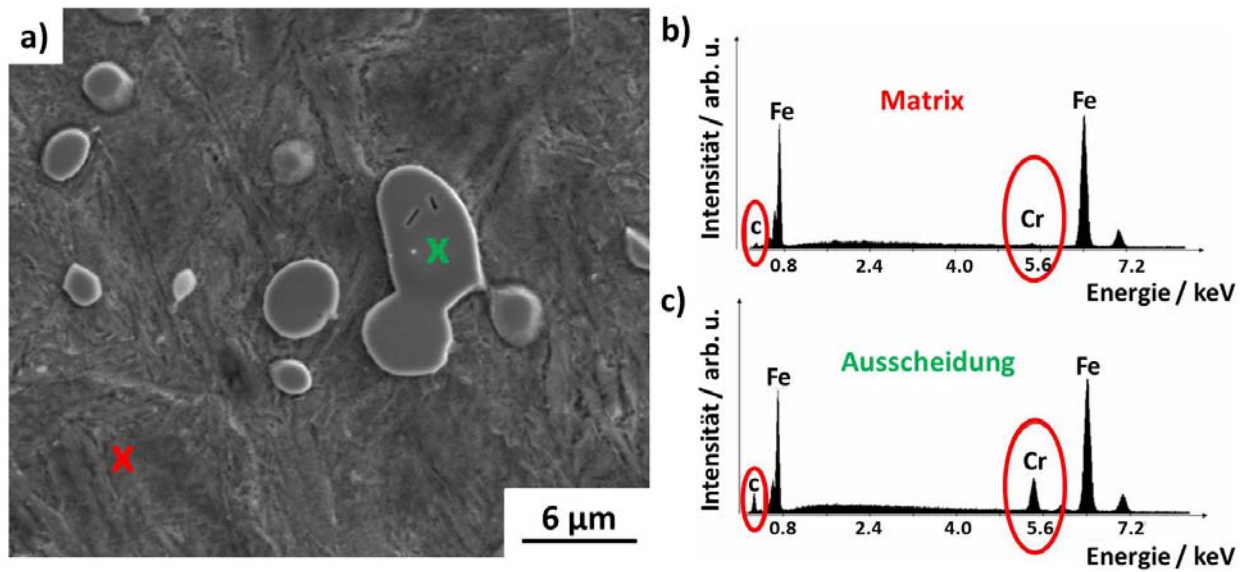


Abbildung 33: REM-Aufnahme der Schnittfläche einer 100Cr6-Kugel (a) nach der Ätzung mit 1%-tiger Nital-Lösung. Weiterhin sind charakteristische EDX-Spektren der Matrix (b) und der Ausscheidungen (c) dargestellt.

Aus den EDX-Spektren in Abbildung 33 b und c wird ersichtlich, dass der Chrom-Anteil in den Ausscheidungen im Vergleich zur Matrix deutlich erhöht ist. In Kombination mit einem erhöhten Kohlenstoffsignal lässt sich daraus schließen, dass es sich hierbei um Chromkarbidausscheidungen handelt.

Vor der Laserstrukturierung der Kugeloberflächen wurde die Oberflächenbeschaffenheit der 100Cr6-Kugeln mittels WLI analysiert. Das Ergebnis ist in Abbildung 34 dargestellt.

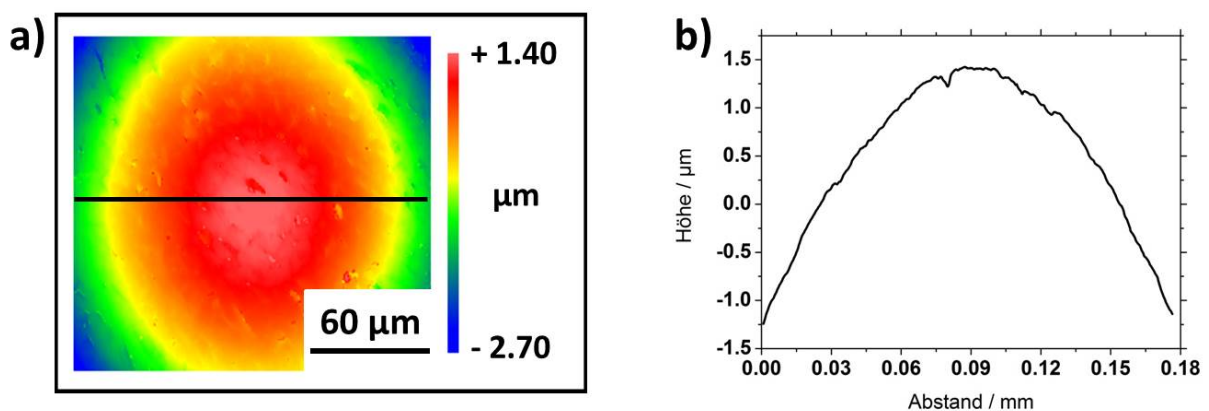


Abbildung 34: Zweidimensionale Aufnahme (a) und dazugehöriges Schnittprofil (b) der Oberflächenbeschaffenheit der 100Cr6-Kugel vor der Laserstrukturierung.

Sowohl die zweidimensionale Aufnahme in Abbildung 34 a als auch die Schnittdarstellung in Abbildung 34 b verdeutlichen, dass leichte Unregelmäßigkeiten und Profiltriefen auf der Kugeloberfläche vorhanden sind. Diese liegen allerdings in einem Bereich von maximal 300 nm und sollten deshalb die Oberflächenstrukturierung nicht maßgeblich beeinflussen.

Nach der Erzeugung von Linienstrukturen mit unterschiedlicher Periodizität (5, 9 und 18 μm) auf der Kugeloberfläche, wurde die Oberflächentopographie der laser-strukturierten Kugeln ebenfalls mittels WLI untersucht. Die Ergebnisse dieser WLI-Analyse sind in Abbildung 35 in Abhängigkeit der Periodizität dargestellt.

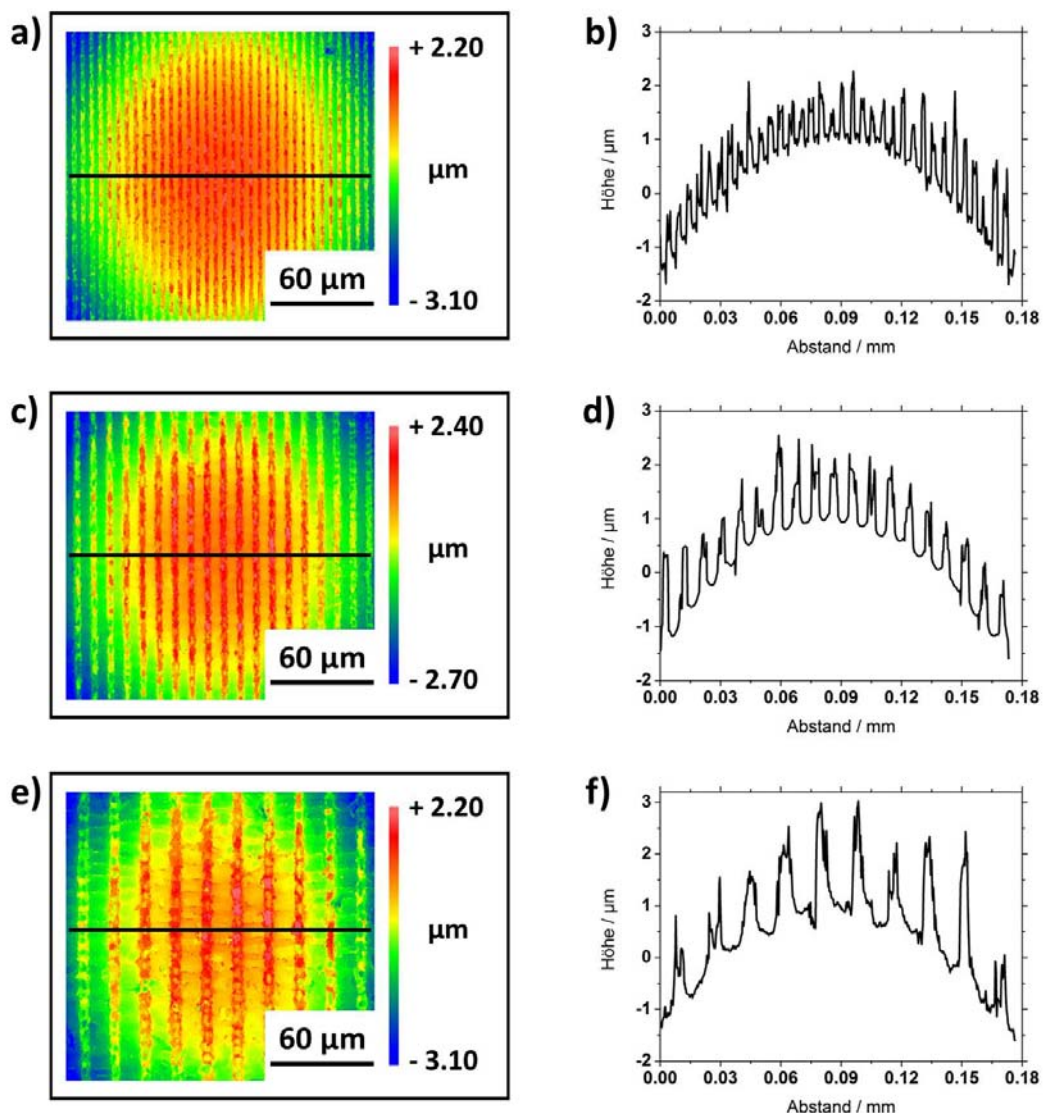


Abbildung 35: Charakteristische, zweidimensionale Aufnahmen und Profilschnittdarstellungen der erzeugten Linienmuster auf der 100Cr6-Kugel für die Periode 5 μm (a und b), 9 μm (c und d) und 18 μm (e und f).

Abbildung 35 a bis f belegen, dass die Linienmuster mit unterschiedlicher Periodizität trotz der Kugelkrümmung auf die Kugeloberfläche aufgebracht werden können. Nach einem numerischen Abzug der Kugelkrümmung, können die eingebrachten Linienstrukturen mit Hilfe von ausgewählten Oberflächenkennwerten hinsichtlich ihrer Qualität beurteilt und mit der Referenzoberfläche verglichen werden. Die ausgewerteten Kennwerte sind in Tabelle 3 für alle Proben zusammenfassend aufgelistet.

Probe	$R_a / \mu\text{m}$	$R_q / \mu\text{m}$	R_{sk}	Strukturtiefe / μm
Referenz	0.06 ± 0.01	0.1 ± 0.02	-1.7 ± 1.1	/
Linienstruktur 5 μm	0.33 ± 0.02	0.41 ± 0.07	0.78 ± 0.26	0.88 ± 0.33
Linienstruktur 9 μm	0.39 ± 0.04	0.48 ± 0.05	1.38 ± 0.75	1.13 ± 0.17
Linienstruktur 18 μm	0.33 ± 0.05	0.41 ± 0.06	1.39 ± 0.51	0.79 ± 0.27

Tabelle 3: Vergleichende Gegenüberstellung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte für die Referenzoberfläche und die laser-strukturierten 100Cr6-Kugeln mit unterschiedlicher Periodizität.

Anhand von R_a und R_q wird in Tabelle 3 deutlich, dass die Rauheit der 100Cr6-Kugeln nach der Laserstrukturierung ansteigt. Weiterhin ist eine Änderung der Profilschiefen von einem negativen Wert für die Referenz zu positiven Werten für die laser-strukturierten Oberflächen zu erkennen. Ein Vergleich aller Oberflächenkennwerte zeigt allerdings keinen ausgeprägten Unterschied zwischen den laser-strukturierten Oberflächen mit unterschiedlicher Periode. Weiterhin ist die mittlere Strukturtiefe unter Einbeziehung der relativen Standardabweichungen nahezu identisch und kann für alle laser-strukturierten Oberflächen mit ca. 1 μm angegeben werden. Eine konstante Strukturtiefe ist eine essentielle Voraussetzung für die Vergleichbarkeit der tribologischen Messungen mit unterschiedlichen Periodizitäten.

Um den Einfluss der Laserstrukturierung auf die oberflächennahen, chemischen Eigenschaften zu studieren, wurden Raman-Spektren exemplarisch an der Referenzoberfläche und der laser-strukturierten Probe mit einer Periodizität von 18 μm aufgenommen. Die Wahl dieser Periode begründet sich in der Tatsache, dass für dieses Strukturmuster Messungen in Abhängigkeit der eingebrachten Intensität aufgrund der lateralen Auflösung des Geräts von 5 μm möglich sind und somit die Intensitätsmaxima bzw. -minima separat analysiert werden können.

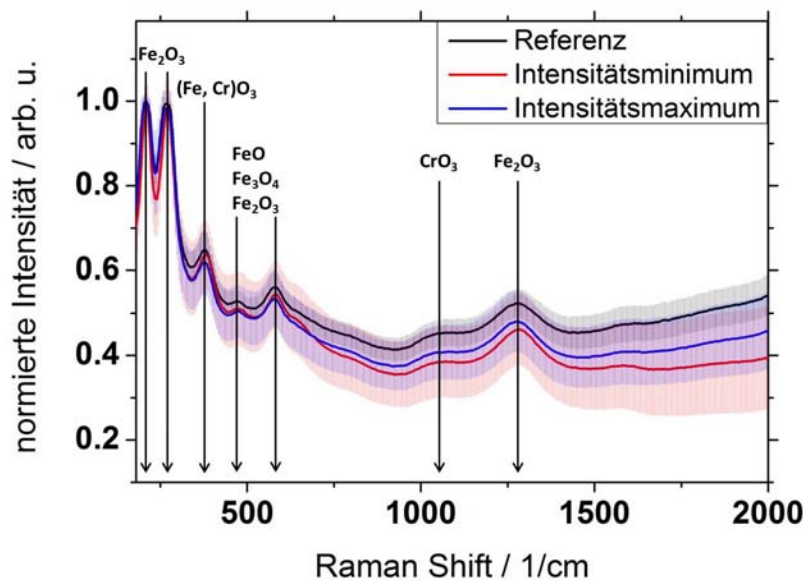


Abbildung 36: Gemittelte Raman-Spektren nach der Normierung für die Referenzoberfläche und das Intensitätsmaximum bzw. -minimum einer 100Cr6-Kugel mit einer Linienstruktur ($P = 18 \mu\text{m}$).

Abbildung 36 zeigt, dass sich die relative Lage der gemessenen Peaks zwischen der Referenzoberfläche und der laser-strukturierten Probe unabhängig von der eingebrachten Intensität nicht unterscheiden. Die auftretenden Peaks können durch einen Literaturvergleich mit unterschiedlichen Eisen- und Chromoxiden korreliert werden [330-335]. Da einem Peak teilweise unterschiedliche Oxide zugeordnet werden können, ist eine detaillierte Analyse der Oberflächenchemie mittels Ramanspektroskopie nicht möglich. Über die Oxidschichtdicke und -morphologie kann basierend auf diesen Messungen ebenfalls keine Aussagen getroffen werden.

5.1.2 Topographische, chemische und mikrostrukturelle Charakterisierung des Grundkörpers (Stahlsubstrat)

Polierte Edelstahlsubstrate dienen als tribologische Grundkörper und werden ebenfalls mit einem Linienmuster unterschiedlicher Periodizität (5, 9 und $18 \mu\text{m}$) strukturiert. Zur Beurteilung des Strukturierungsergebnisses und zur Ermittlung der charakteristischen Oberflächenkennwerte wird eine WLI-Analyse der unstrukturierten und laser-strukturierten Grundkörper durchgeführt. Abbildung 37 stellt das Strukturierungsergebnis für alle erzeugten Linienmuster in Abhängigkeit der Periodizität dar.

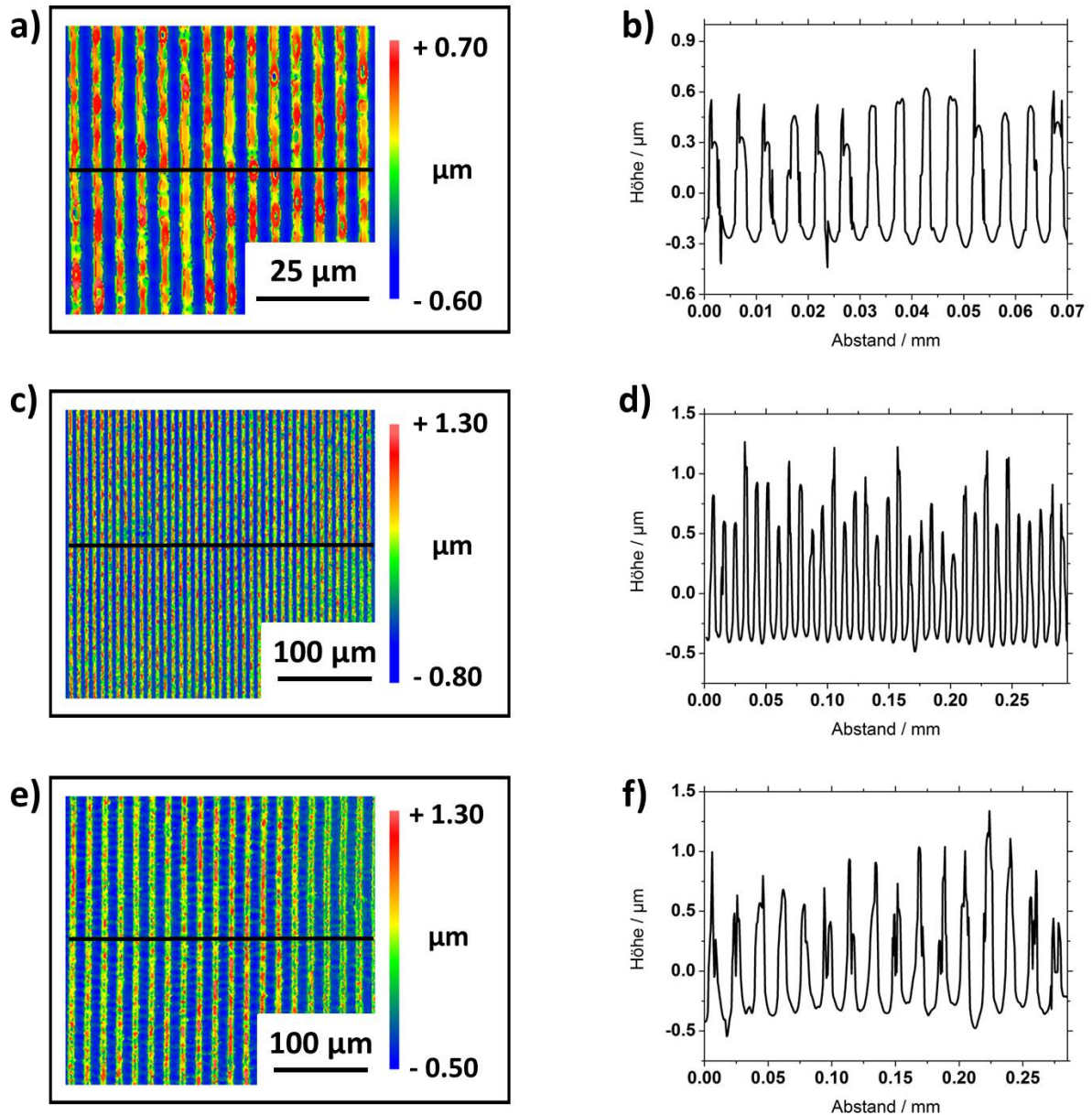


Abbildung 37: Charakteristische, zweidimensionale Aufnahmen und Profilschnittdarstellungen der erzeugten Linienmuster auf dem Stahlsubstrat für die Periode 5 µm (a und b), 9 µm (c und d) und 18 µm (e und f).

Abbildung 37 belegt, dass die Linienstrukturen mit unterschiedlicher Periodizität eine homogene Höhenverteilung auf den Stahlsubstraten aufweisen. Einzig für die Linienstruktur mit einer Periode von 18 µm sind partiell Doppelmaxima zu erkennen. Im Fall von größeren Perioden reicht die eingebrachte Intensität nicht aus, damit sich die Schmelzfronten von zwei benachbarten Intensitätsmaxima in der Mitte treffen und ein gemeinsames Topographiemaximum ausbilden [58].

Mittels WLI werden für alle erzeugten Oberflächenmuster charakteristische Rauheitskennwerte bestimmt, die die Oberflächentopographie der erzeugten Struktur beschreiben. Diese Kennwerte können im Folgenden auch mit den tribologischen Messungen verknüpft werden, um den Einfluss der Oberflächenrauheit auf das resultierende Reibverhalten unter trockenen Reibbedingungen zu studieren. Die ermittelten Kennwerte für die laser-strukturierten Linienmuster sind vergleichend mit den entsprechenden Werten für die unstrukturierte Referenzoberfläche in Tabelle 4 dargestellt.

Probe	$R_a / \mu\text{m}$	R_{sk}	Strukturtiefe / μm	Aspektverhältnis
Referenz	0.05 ± 0.02	-0.61 ± 0.16	/	/
Linienstruktur 5 μm	0.26 ± 0.04	0.71 ± 0.04	0.80 ± 0.16	0.16
Linienstruktur 9 μm	0.36 ± 0.03	0.94 ± 0.11	1.09 ± 0.15	0.12
Linienstruktur 18 μm	0.24 ± 0.05	1.41 ± 0.07	0.82 ± 0.28	0.04

Tabelle 4: Vergleichende Gegenüberstellung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte für die Referenzoberfläche und die laser-strukturierten Edelstahloberflächen mit unterschiedlicher Periodizität.

Die Laserstrukturierung der polierten Edelstahloberflächen führt wie im Fall der 100Cr6-Kugeln zu einer Vergrößerung der Oberflächenrauheit. Die negative Profilschiefe der unstrukturierten Referenzoberfläche spiegelt eine gute Tragfähigkeit wider. Für die laser-strukturierten Oberflächen verschiebt sich die Profilschiefe allerdings in den positiven Bereich, wobei ein Anstieg von R_{sk} mit steigender Periode erkennbar ist. Hinsichtlich der Strukturtiefe liegen für die unterschiedlichen Perioden keine signifikanten Unterschiede vor. Ein Vergleich von Tabelle 3 und Tabelle 4 legt dar, dass die erzeugte Strukturtiefe der Linienstrukturen auf dem Grund- und Gegenkörper periodenunabhängig nahezu identisch ist und ca. 1 μm beträgt.

Für die laser-strukturierten Edelstahls substrate wurde ebenfalls eine Analyse mittels Raman-spektroskopie durchgeführt, um den Einfluss der Laserstrukturierung auf die Oberflächenchemie zu untersuchen. Die Ergebnisse dieser Analyse sind exemplarisch für eine Linienstruktur mit einer Periode von 18 μm in Abhängigkeit der eingebrachten Intensität in Abbildung 38 dargestellt.

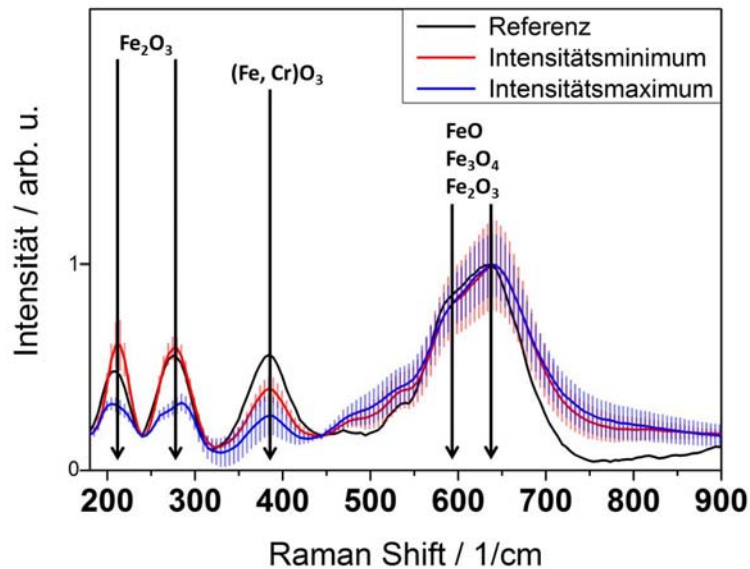


Abbildung 38: Gemittelte Raman-Spektren nach Baseline-Korrektur und Normierung für die Referenzoberfläche und das Intensitätsmaximum bzw. -minimum einer Linienstruktur mit einer Periodizität von 18 μm auf einem Edelstahls substrat.

Ein Vergleich von Abbildung 36 und Abbildung 38 belegt, dass auch für das laser-strukturierte Stahls substrat die gleichen Peaks mittels Ramanspektroskopie identifiziert werden können. Diese Peaks können wiederum Eisen- und Chromoxiden zugeordnet werden, wobei eine eindeutige Zuordnung der einzelnen Peaks aufgrund der Überscheidung der Peaklagen von unterschiedlichen Oxiden nicht möglich ist [330-335].

Da es sich im Fall der Edelstahls substrats um ebene Proben handelt, kann der Einfluss der Laserstrukturierung auf die oberflächennahen, chemischen Eigenschaften mit weiteren Analyseverfahren untersucht werden. Zur Bestimmung der Oxidschichtdicke wurden für laser-strukturierte Stahloberflächen mit einer Periodizität von 5 und 18 μm XPS-Messungen durchgeführt. Die Kopplung mit einer Argon-Sputtereinheit erlaubt in diesem Zusammenhang die Aufnahme von tiefenaufgelösten XP-Spektren. Durch die Aufnahme dieses Tiefenprofils kann eine Änderung der Bindungsstruktur von überwiegend ionischer bzw. kovalenter zu metallischer Bindung detektiert werden, da dies eine Verschiebung der Bindungsenergie der emittierten Elektronen bewirkt [336]. Für die XPS-Messungen sei noch angemerkt, dass es sich hierbei um eine integrale Auswertung über eine Fläche von 60 mm^2 handelt. Folglich ist eine Unterscheidung zwischen Intensitätsmaximum und -minimum im Fall der laser-strukturierten Oberflächen zunächst nicht möglich. Abbildung 39

stellt die metallischen und oxidischen Bindungsanteile einer unstrukturierten Referenzoberfläche und von zwei laser-strukturierten Proben mit unterschiedlicher Periodizität (5 und 18 μm) tiefen- aufgelöst dar.

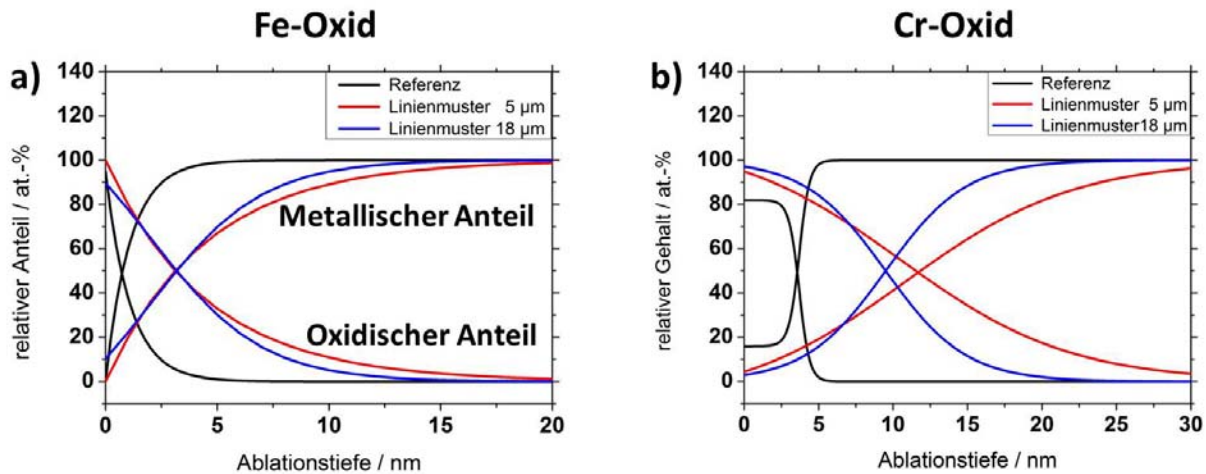


Abbildung 39: Tiefenaufgelöste Darstellung des metallischen und oxidischen Bindungsanteils einer unstrukturierten Referenzoberfläche und zweier laser-strukturierter Stahlproben mit einer Periode von 5 und 18 μm zur Bestimmung der Schichtdicke von Eisenoxid (a) und Chromoxid (b).

Die Tiefe, in der der metallische und oxidische Bindungsanteil jeweils 50 % beträgt, wird als Schichtdicke des entsprechenden Oxids definiert. Basierend auf dieser Definition kann aus Abbildung 39 a für eine unstrukturierte Referenzprobe die Schichtdicke von Eisenoxid zu 1 nm bestimmt werden. Die laser-strukturierten Proben weisen unabhängig von der Periode eine Schichtdicke von ca. 3,5 nm auf, woraus eine deutliche Zunahme der Oxidschicht aufgrund des thermischen Einflusses während der Laserstrukturierung abgeleitet werden kann. In Abbildung 39 b ist für Chromoxid ebenfalls eine Vergrößerung der Oxidschichtdicke von 4 nm für die Referenzoberfläche auf ca. 11 nm nach der Laserstrukturierung zu erkennen. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die Oxidschichtdicke unabhängig vom betrachteten Oxid ca. um den Faktor 3 infolge der Laserstrukturierung anwächst. Aufgrund der integralen XPS-Messmethode sind die dargestellten Tiefenprofile über die Intensitätsminima und -maxima gemittelt. Unter der Annahme, dass die Oxidschichtdicke linear mit der eingebrachten Laserintensität korreliert, kann aus Abbildung 39 die Oxidverteilung im entsprechenden Intensitätsminimum und maximum abgeleitet werden. Dies ist exemplarisch in Abbildung 40 für eine Linienstruktur von 18 μm gezeigt.

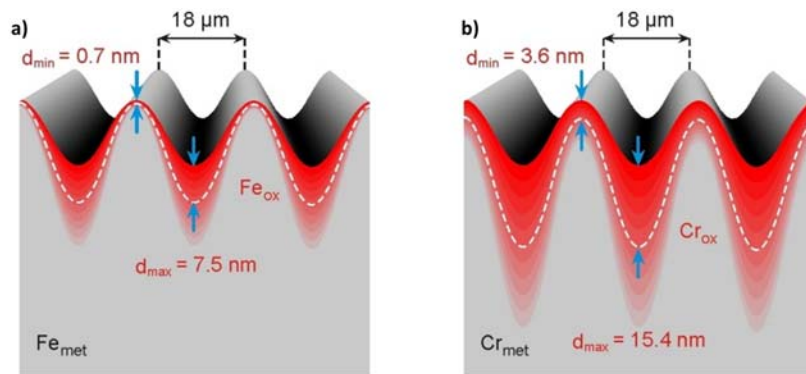


Abbildung 40: Abgeschätzte, räumliche Verteilung der Schichtdicke für Eisenoxid (a) und Chromoxid (b) in Abhängigkeit der Position minimaler und maximaler Laserintensität. Der Darstellung liegt die Annahme zugrunde, dass die Oxidschichtdicke linear mit der eingekoppelten Laserintensität anwächst. $d_{\min}$ entspricht jeweils der Eisen- bzw. Chromoxidschicht der polierten Referenzoberfläche. $d_{\max}$ gibt die maximale Oxidschichtdicke im Intensitätsmaximum an.

Die abgeschätzte Verteilung der Eisen- und Chromoxide in Abbildung 40 vermittelt einen räumlichen Eindruck der Oxidschichtdicke im Intensitätsmaximum und -minimum. Weiterhin weist diese Abbildung nach, dass eine maximale Oxidschichtdicke für Eisenoxid von 7.5 nm und für Chromoxid von 15.4 nm angegeben werden kann.

Um eine detaillierte Analyse der Oxidverteilung und -morphologie in Abhängigkeit der eingebrachten Laserintensität durchzuführen, wurden mittels fokussierter Ionenstrahlmikroskopie Atomsondenspitzen aus dem Intensitätsminimum und -maximum einer Linienstruktur präpariert. Für eine solche Untersuchung eignet sich allerdings nur das Linienmuster mit einer Periodizität von 18 µm, da nur dieses einen ausreichenden Abstand der Strukturen aufweist und somit die Spitzenpräparation ermöglicht. Präparationsbedingt wird zunächst eine Schutzschicht auf der Probe abgeschieden, um die zu untersuchende Probenstelle während der FIB-Präparation zu schützen. Als Schutzschicht wurde Titan verwendet, da dieses kein Legierungselement im verwendeten Stahl ist und somit einen eindeutigen Übergang zwischen der Titan- und Oxidschicht gewährleistet. Weiterhin weist Titan eine ähnliche Feldverdampfungsrate wie Eisen und Chrom auf [337]. Dies ist eine essentielle Voraussetzung, um die Messung der entsprechenden Atomsondenspitze mit dem Übergang von der Titan- zur Oxidschicht zu ermöglichen. Die Ergebnisse der Rekonstruktion der gemessenen Atomsondenspitzen in Abhängigkeit der Laserintensität für eine Linienstruktur mit

einer Periodizität von 18 μm werden in Abbildung 41 mit dem entsprechenden Ergebnis einer Atomsondentomographie für die polierte Referenzoberfläche verglichen.

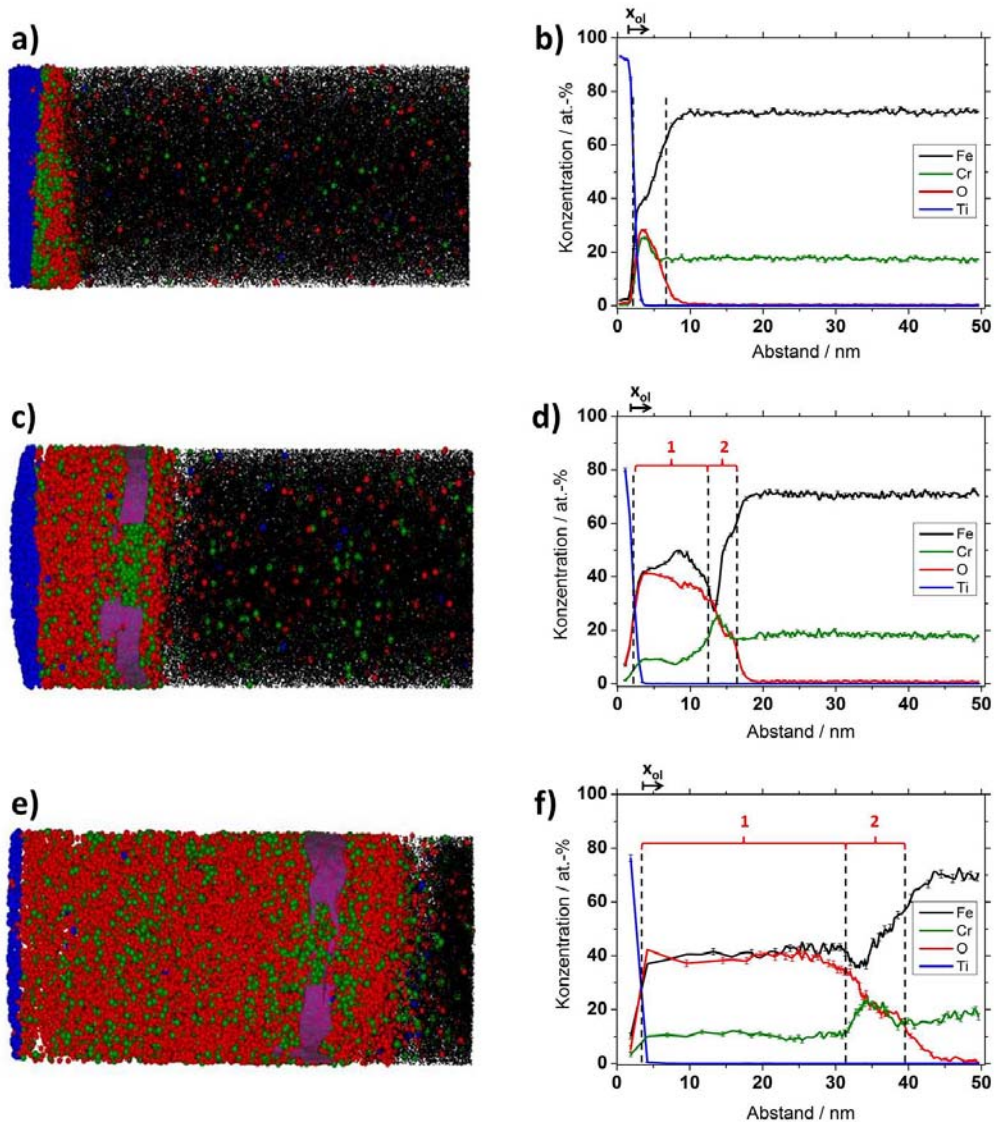


Abbildung 41: Rekonstruiertes, zylindrisches Volumen (Durchmesser 20 nm und Länge 50 nm) mit dazugehörigem Konzentrationsprofil der Referenzprobe (a und b), des Intensitätsminimums (c und d) und des Intensitätsmaximums (e und f). Die Eisenatome werden in schwarz, die Sauerstoffatome in rot, die Chromatome in grün und die Titanatome in blau dargestellt. Zu beachten ist, dass die einzelnen Atomarten zur besseren Visualisierung in unterschiedlichen Größen dargestellt sind. Die Abkürzung x_{ol} in den Konzentrationsprofilen gibt den Übergang zwischen der Titan- und der Oxidschicht und somit den Nullpunkt zur Messung der Oxidschichtdicke an. Die Zahlen „1“ und „2“ in den Konzentrationsprofilen kennzeichnen die Bereiche von Oxiden mit unterschiedlicher Oxidzusammensetzung. Abschließend sei angemerkt, dass die Rekonstruktion der Atomsondentomographien mit dem Standardalgorithmus nach Bas et al. [327] durchgeführt wurde.

Abbildung 41 zeigt die rekonstruierten, zylindrischen Volumina der Atomsondentomographie mit den dazugehörigen Konzentrationsprofilen für die polierte Referenzoberfläche (a und b), das Intensitätsminimum der Linienstruktur mit einer Periodizität von 18 μm (c und d) und das Intensitätsmaximum des entsprechenden Linienmusters (e und f). Die resultierende Oxidschichtdicke wurde anhand des Konzentrationsprofils in der Tiefe definiert, in der die Eisen- und Chromkonzentrationen die nominellen Konzentrationswerte dieser Elemente gemäß der Herstellerspezifikation (vgl. Tabelle 2) annehmen. Für die Referenzoberfläche ergibt sich eine Oxidschichtdicke von 5 nm, wohingegen die Schichtdicke des Intensitätsminimums zu 15 nm und des Intensitätsmaximums zu 32 nm angegeben werden kann. Ein Vergleich der XPS- und APT-Messungen für die polierte Referenzoberfläche zeigt somit keinen signifikanten Unterschied bezüglich der ermittelten Oxidschichtdicke. Im Fall der laser-strukturierten Probe ergeben sich zwischen den beiden Messverfahren abhängig von der eingebrachten Laserintensität allerdings deutliche Unterschiede in der resultierenden Oxidschichtdicke. Dies ist auf die integrale XPS-Messmethode zurückzuführen, da mit diesem Verfahren nur eine Abschätzung der Schichtdicke unabhängig von der Laserintensität erfolgen kann. Im Gegensatz dazu stellen die Atomsondentomographien hoch lokale Messungen dar, die nicht zwangsläufig einen Mittelwert der Schichtdicke, sondern eher eine obere Grenze widerspiegeln können.

Gemäß Abbildung 41 a und b liegt im Fall der Referenzoberfläche eine 5 nm dicke Oxidschicht vor, die sich aus einer stochastischen, regellosen Mischung aus Eisen- und Chromoxiden zusammensetzt. Diese Befunde decken sich mit Literaturergebnissen, die eine regellose Verteilung von Eisen- und Chromoxiden als native Oxidschicht belegen [338]. Neben einer ausgeprägten Zunahme der maximalen Oxidschichtdicke für das Laserintensitätsminimum bzw. -maximum, konnte weiterhin eine Änderung in der Oxidmorphologie nachgewiesen werden. Wohingegen für die Referenzprobe eine stochastische Verteilung der Oxide zu erkennen ist, kann für die laser-strukturierte Oberfläche unabhängig von der eingebrachten Intensität ein schichtartiger Aufbau aus zwei Oxiden mit unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung detektiert werden. Die chemische Zusammensetzung der oberen Oxidschicht kann zu 41.2 at.-% Fe, 36.1 at.-% O und 11.1 at.-% Cr angegeben werden, wohingegen die untere Schicht aus 34.4 at.-% Fe, 30.8 at.-% O und 18.7 at.-% Cr besteht. Dieser schichtartige Aufbau aus einer separaten Eisen- und Chromoxidschicht kann auf eine thermische Behandlung der Stahloberflächen zurückgeführt werden [338, 339]. Ishiguro und Homma konnten für eine Stahllegierung (18 at.-% Cr) zeigen, dass Cr_2O_3 über einer kritischen

Temperatur von 650 °C das einzig thermodynamisch stabile Oxid ist [340]. Weiterhin konnten jene Autoren mit Hilfe von Augerelektronen-Spektroskopie belegen, dass die äußere Schicht überwiegend aus Eisenoxid besteht. Dies korreliert mit den Befunden der Atomsondentomographie für die laser-strukturierte Oberfläche, da die äußere Oxidschicht mit Eisen und die innere Schicht mit Chrom angereichert ist. Während der Oberflächenstrukturierung können in den Laserintensitätsmaxima Temperaturen von bis zu 1800 °C erreicht werden [58]. Da Cr_2O_3 bei erhöhten Temperaturen ($T > 650$ °C) das einzig stabile Oxid ist, impliziert diese Tatsache, dass sich die Chromoxidschicht zuerst bilden muss. Sobald während des Abkühlprozesses Temperaturen von weniger als 650 °C erreicht werden, bildet sich die Eisenoxidschicht. Dies steht im Einklang mit den Untersuchungen von Whittle et al. und Ishiguro sowie jüngeren Veröffentlichungen, die für den verwendeten Stahl eine Anreicherung von Chrom in der inneren Schicht und eine Verarmung in der äußeren Oxidschicht nachweisen konnten [339-342].

Um den Einfluss der Laserstrukturierung auf die resultierende Mikrostruktur zu studieren, wurden EBSD-Analysen für die polierte Referenzoberfläche und die Linienmuster mit unterschiedlicher Periodizität (5, 9 und 18 μm) durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Analysen sind in Abbildung 42 für die laser-strukturierten Oberflächen dargestellt.

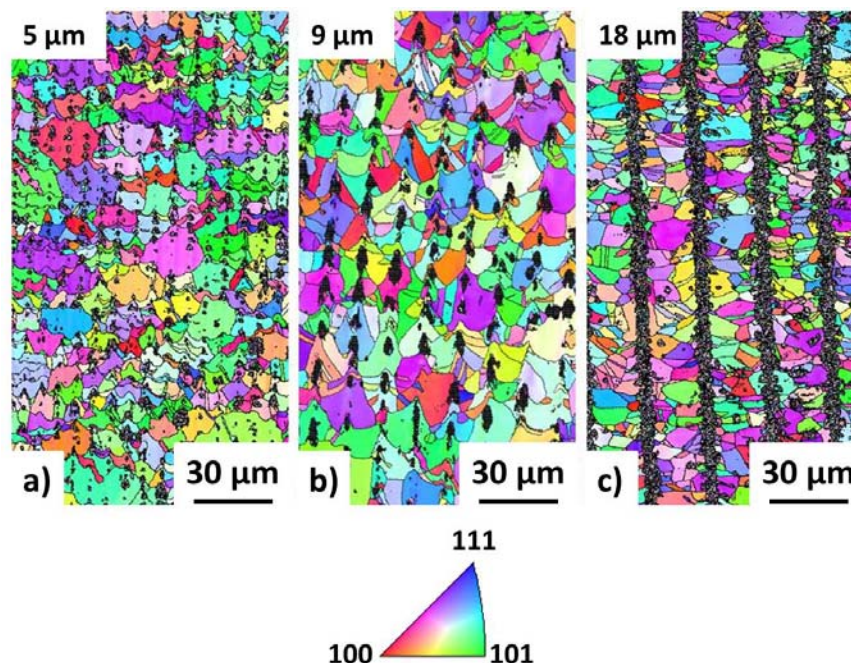


Abbildung 42: EBSD-Orientierungskarten mit entsprechendem Standardorientierungsdreieck der laser-strukturierten Stahloberflächen mit Linienmustern unterschiedlicher Periodizität (5, 9 und 18 μm).

Weder für die Referenzoberfläche (nicht in Abbildung 42 dargestellt) noch für die laserstrukturierten Proben mit unterschiedlicher Periodizität lässt sich eine Vorzugsorientierung erkennen. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass die Laserstrukturierung keinen Einfluss auf die Kornorientierung hat. Die EBSD-Messungen gestatten weiterhin die Berechnung der mittleren Korngröße des Gefüges unter Angabe einer entsprechenden Standardabweichung. Die berechneten Werte sind in Tabelle 5 zusammenfassend dargestellt.

Probe	Referenz	Linie 5 μm	Linie 9 μm	Linie 18 μm
Mittlere Korngröße / μm	8.67 ± 4.6	8.02 ± 5.7	6.90 ± 4.8	5.65 ± 3.8

Tabelle 5: Berechnete mittlere Korngröße mit dazugehöriger Standardabweichung für die polierte Referenzoberfläche und die laser-strukturierten Proben mit unterschiedlicher Periodizität.

Tabelle 5 zeigt, dass unter Einbeziehung der Standardabweichungen keine entscheidenden Unterschiede zwischen der mittleren Korngröße der Referenz und der laser-strukturierten Proben ersichtlich sind. Da die mittlere Ausgangskorngröße der Referenz vor der Laserstrukturierung bei ca. 9 μm , die Wärmeeinflusszone im Bereich von wenigen Mikrometer und die thermische Diffusionslänge des Stahl bei 0.5 μm liegen [58], werden die Körner nur oberflächlich angeschmolzen. Folglich existiert kein Bestreben eine Gefügeneubildung oder Texturänderung zu induzieren. Aus den EBSB-Analysen in Abbildung 42 und der Berechnung der mittleren Korngröße wird somit deutlich, dass die Laserstrukturierung nahezu keine Änderung der mikrostrukturellen Eigenschaften induziert.

Zur abschließenden Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften der laser-strukturierten Proben wurden Nanoidentationsmessungen durchgeführt und diese mit entsprechenden Messungen der Referenz verglichen. Die Verwendung einer Cube-Corner-Spitze ermöglicht Härtemessungen bei einer laser-strukturierten Probe mit einer Periode von 18 μm in Abhängigkeit der eingebrachten Laserintensität. Folglich können die Härtewerte in den Intensitätsminima und -maxima getrennt voneinander gemessen und somit der Einfluss der eingebrachten Temperatur studiert werden. In Abbildung 43 sind die aufgenommenen Härteverläufe in Abhängigkeit der Eindringtiefe für eine polierte Referenzoberfläche, das Intensitätsminimum und -maximum einer Linienstruktur mit einer Periode von 18 μm dargestellt.

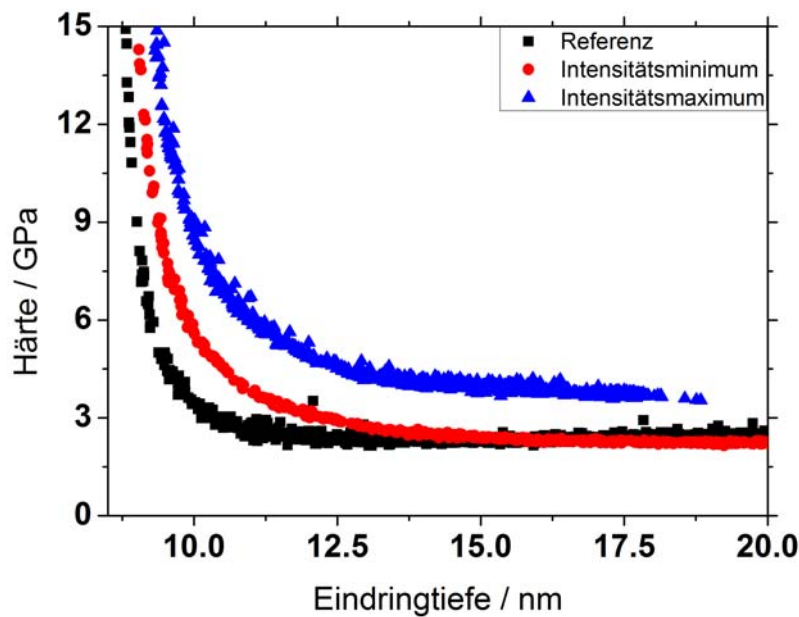


Abbildung 43: Darstellung der aufgenommenen Härteverläufe über die Eindringtiefe der Cube-Corner-Spitze für eine polierte Referenzoberfläche und ein Intensitätsminimum bzw. -maximum einer Linienstruktur mit einer Periodizität von 18 μm .

Die Kurven in Abbildung 43 verdeutlichen für alle gemessenen Probenzustände den gleichen experimentellen Verlauf. Im Bereich kleiner Eindringtiefen weisen die Kurven hohe Härtewerte bis 15 GPa auf. Mit zunehmender Eindringtiefe nimmt die Härte allerdings deutlich ab und endet für Eindringtiefen größer als 15 nm in einem nahezu konstanten Härtewert. Zwischen dem Härtewert der polierten Referenzoberfläche und des Intensitätsminimums sind keine Unterschiede zu erkennen und der Härtewert kann mit ca. 2.5 GPa angegeben werden. Der Wert für das Intensitätsmaximum differiert von diesem Wert und liegt bei ca. 4 GPa. Folglich ist für den Bereich des maximalen Wärmeeintrags ein erhöhter Härtewert zu verzeichnen. Der relativ hohe Härtewert zu Beginn der Messung bei kleinen Eindringtiefen kann einerseits mit dem „Indentation size effect“ erklärt werden, der eine ansteigende Härte mit abnehmender Tiefe durch den Anstieg der Dichte der geometrisch notwendigen Versetzungen erklärt [343-345]. Andererseits konnten mittels XPS- und APT-Messungen (vgl. Abbildung 39, Abbildung 40 und Abbildung 41) Oxidschichten aus Eisen- und Chromoxiden nachgewiesen werden, deren Dicke in der Größenordnung der genutzten Eindringtiefe liegt. Da Oxide typischerweise höhere Härtewerte als das metallische Grundmaterial aufweisen, trägt die oberflächennahe Oxidschicht zum resultierenden Härteverlauf bei. In diesem Zu-

sammenhang ist anzumerken, dass charakteristische Härtewerte von Eisen- und Chromoxide zwischen 3.5 bis 13 GPa liegen [346]. Für die polierte Referenzoberfläche wurde mittels XPS und APT eine Oxidschicht mit einer stochastischen Verteilung von Eisen- und Chromoxid mit einer Dicke von ca. 5 nm nachgewiesen. Der Einfluss dieser oberflächennahen Oxidschicht ist für den Härteverlauf der Referenz in Abbildung 43 für Eindringtiefen kleiner 10 nm zu erkennen. Ab einer Eindringtiefe von ca. 10 nm wird ein konstanter Wert, der einem typischen Härtewert eines Stahlsubstrats entspricht, angenommen. Folglich kann der Einfluss der Oxidschicht vernachlässigt werden, da die Eindringtiefe deutlich größer als die Schichtdicke ist. Im Fall des Intensitätsminimums konnte die Oxidschicht mit Hilfe von APT zu 15 nm bestimmt werden. Der Einfluss dieser Oxidschicht zeichnet sich wiederum im Härteverlauf ab, da erst für eine Eindringtiefe über 15 nm der Härteverlauf der Referenz angenommen wird. Für eine Eindringtiefe zwischen 8 und 13 nm weist das Intensitätsminimum verglichen mit der Referenzoberfläche einen abweichenden Härteverlauf auf. Die höhere Härte in diesem Bereich kann mit der erhöhten Oxidschichtdicke korreliert werden. Das Intensitätsmaximum weist über die gesamte Eindringtiefe einen höheren Härtewert auf. Dies führt auch zu einem höheren, finalen Härtewert bei einer Eindringtiefe von 20 nm. Da die Schichtdicke für diese Probe bei über 30 nm liegt und somit größer als die Eindringtiefe ist, trägt die Oxidschicht über die gesamte Eindringtiefe zu einer Erhöhung des Härtewerts bei.

Abschließend bleibt festzuhalten, dass die eingebrachte Energie während der Laserstrukturierung der beteiligten Kontaktflächen signifikante Änderungen in der resultierenden Oberflächenchemie induziert. Sowohl ein Anstieg in der Oxidschichtdicke als auch eine Änderung in der Oxidmorphologie konnten mittels XPS- und APT-Analysen nachgewiesen werden. Durch Nanoindentation konnte belegt werden, dass sich die mechanischen Eigenschaften, insbesondere in Form der gemessenen Härte, abhängig von der eingebrachten Laserintensität deutlich unterscheiden. Dieser Befund konnte direkt mit den detektierten Änderungen der Oberflächenchemie korreliert werden. Hinsichtlich der mikrostrukturellen Eigenschaften konnten für die laserstrukturierten Oberflächen keine ausgeprägten Änderungen der mittleren Korngröße und Textur bestimmt werden. Final lässt sich konstatieren, dass nur durch komplementäre Analyseverfahren eine vollständige Charakterisierung der Reibflächen ermöglicht wurde, die eine Interpretation der zeitlichen Verläufe des Reibkoeffizienten gestatten.

5.1.3 Konzeption und experimentelle Realisierung eines Positioniersystems¹

Gemäß Abbildung 32 werden in der vorliegenden Dissertation unter trockenen Reibbedingungen die anisotropen Reibeigenschaften von einseitig- und beidseitig-strukturierten Kontaktflächen untersucht. Für diese Messungen ist eine korrekte Ausrichtung und Positionierung der laserstrukturierten Oberflächen relativ zur Reibrichtung und relativ zueinander im Fall beidseitig-strukturierten Messungen von essentieller Bedeutung. Um eine präzise Ausrichtung reproduzierbar einstellen zu können, wurde ein neues Positioniersystem entwickelt.

Für die tribologischen Experimente mit laser-strukturiertem Substrat und unstrukturierter Kugel mit senkrechter bzw. paralleler Ausrichtung wurde ein Kreuz zur Einstellung der korrekten Orientierung genutzt. Mittels FIB wurde an einer unstrukturierten Kante dieses Kreuz ($500\text{ }\mu\text{m} \times 30\text{ }\mu\text{m} \times 0.3\text{ }\mu\text{m}$) erzeugt, welches nahezu perfekt zur erzeugten Linienstruktur ausgerichtet ist (Genauigkeit ca. 0.1°). Das digitale Fadenkreuz eines tragbaren Lichtmikroskops, das in das Nanotribometer zur Positionierung integriert worden ist, wurde zunächst relativ zum Tribometertisch und somit parallel zur Reibrichtung ausgerichtet. Anschließend werden dieses Fadenkreuz und das erzeugte FIB-Kreuz, wie in Abbildung 44 gezeigt, zur Deckung gebracht. Diese Prozedur ermöglicht die reproduzierbare parallele bzw. senkrechte Ausrichtung der Linienstruktur relativ zur Bewegungsrichtung des Nanotribometers.

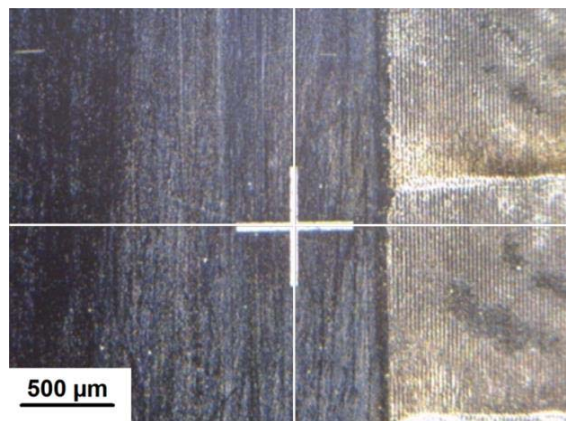


Abbildung 44: Darstellung des digitalen Fadenkreuzes, welches mit dem erzeugten FIB-Kreuz mit Hilfe eines tragbaren Lichtmikroskops überlagert wurde. Abhängig vom Rotationswinkel kann durch diese Prozedur eine senkrechte bzw. parallele Ausrichtung der Linienstruktur relativ zur Reibrichtung reproduzierbar eingestellt werden.

¹ veröffentlicht in: A. Rosenkranz, C. Gachot, L. Reinert, F. Mücklich: Alignment and wear debris effects between laser-patterned steel surfaces under dry sliding. Wear 318, 49-61 (2014).

Zur Realisierung der korrekten Ausrichtung der tribologischen Messungen mit beidseitig-strukturierten Kontaktflächen unter einer Orientierung von 0° bzw. 90° wurde eine in Aceton lösliche Replikafole (Dicke der Folie: $50\text{ }\mu\text{m}$) genutzt. Nach dem Einbau der laser-strukturierten Kontaktflächen (Substrat und Kugel) wurde die Folie von beiden Seiten mit Aceton angefeuchtet und somit angelöst. Folglich wird durch das Aufbringen einer Normalkraft von 1 mN ein Abdruck der Linienmuster der Kugel und des Substrats erzeugt. Dies ist möglich, da die Dicke der Folie ($50\text{ }\mu\text{m}$) deutlich größer als die Oberflächenrauheit und Strukturtiefe der Linienstrukturen (ca. $1\text{ }\mu\text{m}$) ist. Somit kann eine gegenseitige Beeinflussung der Abdrücke auf der Ober- und Unterseite der Folie ausgeschlossen und beide Linienmuster unabhängig voneinander abgeformt werden. Mit Hilfe eines Durchlichtmikroskops wurde, wie in Abbildung 45 a dargestellt, das abgeformte Linienmuster der Ober- und Unterseite aufgenommen und der relative Versatzwinkel zwischen den beiden Strukturen bestimmt.

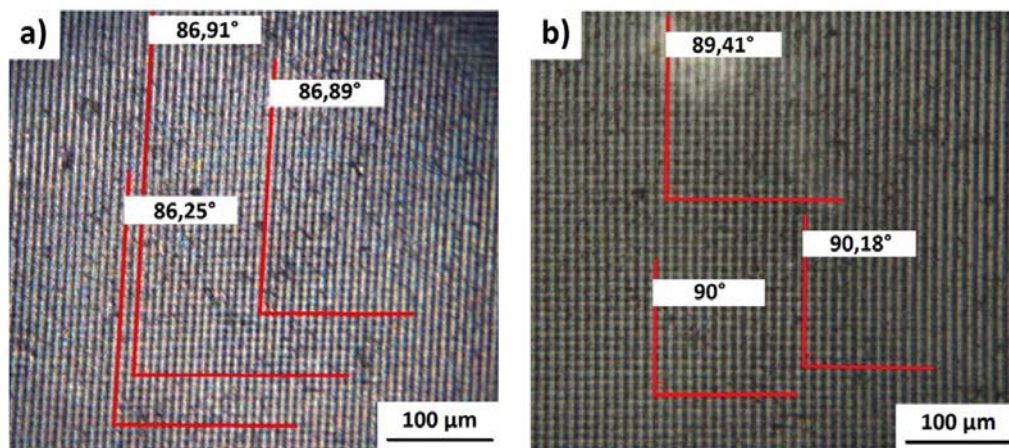


Abbildung 45: Lichtmikroskopische Aufnahmen der Replikafole nach dem Abformvorgang des Linienmusters von Grund- und Gegenkörper vor (a) und nach der korrekten Ausrichtung (b) mit Hilfe eines Rotationstischs. In beiden Abbildungen sind die abgeformten Oberflächenprofile der Ober- und Unterseite der Replikafole deutlich sichtbar.

Nach der Bestimmung des Versatzwinkels wird diese Fehlausrichtung mit einem selbst gebauten Rotationstisch korrigiert und folglich eine Orientierung von nahezu 0° bzw. 90° (Abbildung 45 b) eingestellt. Die Genauigkeit der vorgestellten Methode mit der Replikafole und dem selbst gebauten Rotationstisch kann mit ca. $\pm 0,5^\circ$ angegeben werden. Abschließend lässt sich festhalten, dass sowohl für einseitig- als auch für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen mit Hilfe der vorgestellten Verfahren eine exakte Ausrichtung der Oberflächenprofile möglich ist.

5.1.4 Untersuchung des Einflusses der relativen Orientierung abhängig von der Anzahl der Reibzyklen¹

Zur Untersuchung des Einlaufverhaltens der laser-strukturierten Oberflächen in Abhängigkeit der eingestellten Orientierung gemäß Abbildung 32 wurden tribologische Experimente mit 200 Reibzyklen durchgeführt. Alle tribologischen Messungen wurden mit einer Normalkraft von 1 mN, einer Relativgeschwindigkeit von 1 mm/s und einer Amplitude von 0.6 mm durchgeführt. Abbildung 46 zeigt die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und für einseitig-strukturierte Kontaktflächen bei senkrechter bzw. paralleler Orientierung der Linienstruktur relativ zur Reibrichtung in Abhängigkeit der eingestellten Periodizität.

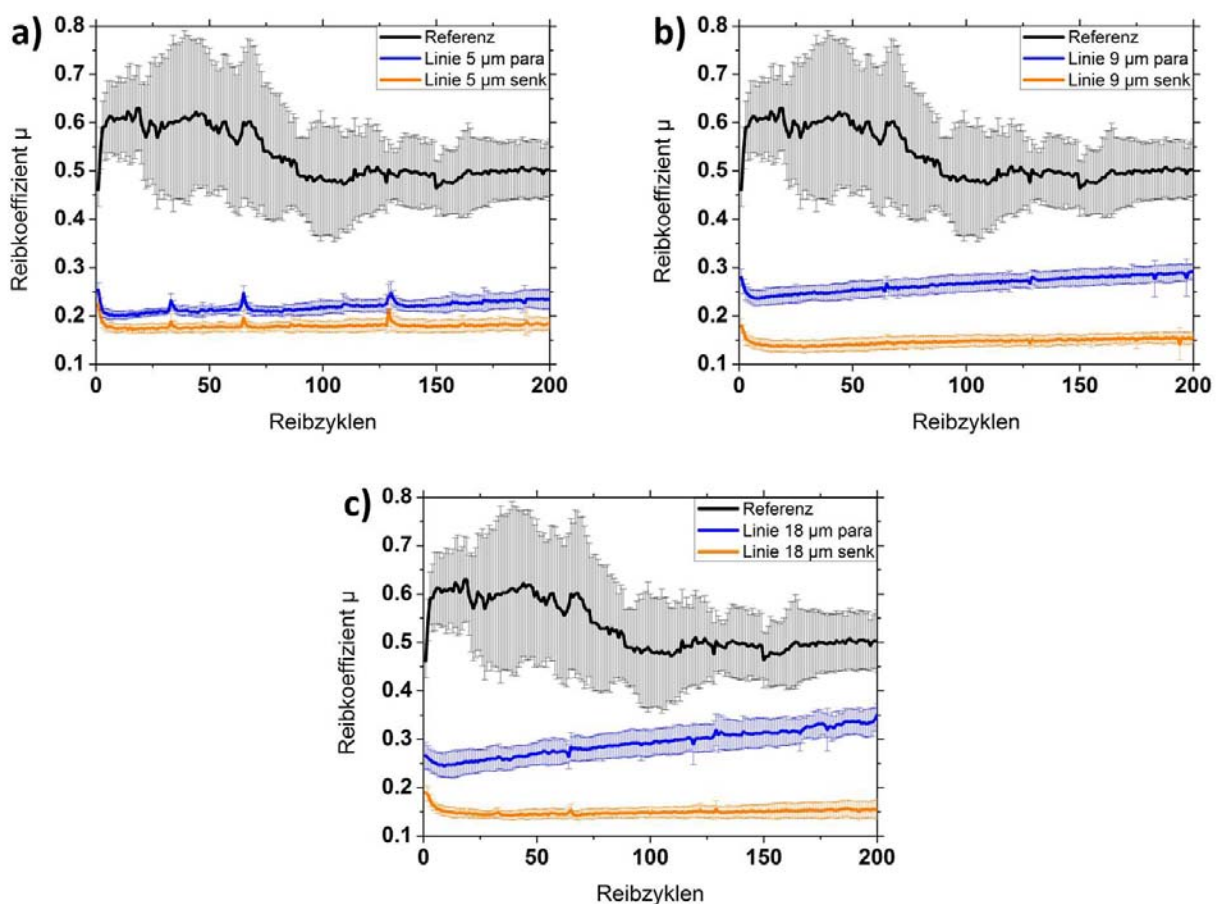


Abbildung 46: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und für einseitig-strukturierte Kontaktflächen im Fall einer senkrechten bzw. parallelen Ausrichtung der Linienstruktur relativ zur Reibrichtung für eine Periodizität von 5 μ m (a), 9 μ m (b) und 18 μ m (c).

Eine generelle Betrachtung der zeitlichen Entwicklung des Reibkoeffizienten in Abbildung 46 verdeutlicht, dass die polierte Referenzoberfläche sowohl einen höheren Haftreibungs- als auch Gleitreibungskoeffizient aufweist. Weiterhin ist aus dieser Abbildung ersichtlich, dass eine parallele Orientierung der Linienstruktur relativ zur Reibrichtung, verglichen mit der senkrechten Ausrichtung, einen höheren Reibkoeffizienten über die gesamte Messdauer hervorruft. Dies ist konsistent mit experimentellen Arbeiten von Pettersson et al. [28], He et al. [199] und Yu et al. [201].

Eine detaillierte Betrachtung der ersten zehn Reibzyklen zeigt für die polierte Referenzoberfläche einen deutlichen Anstieg im Reibkoeffizienten, wohingegen für die laser-strukturierten Oberflächen unabhängig von der eingestellten Periodizität eine Abnahme des Reibkoeffizienten zu verzeichnen ist. Das Verhalten der Referenzoberfläche kann mit einer Vergrößerung der realen Kontaktfläche aufgrund von plastischer Deformation des Substrats erklärt werden [121]. Die beobachtete Abnahme des Reibkoeffizienten im Falle der senkrechten und parallelen Orientierung kann nach Blau et al. mit der entsprechenden Oberflächentopographie sowie der resultierenden, initialen Verschleißrate korreliert werden [118, 148]. Die Auswertung der Oberflächentopographie der getesteten Oberflächen (vgl. Tabelle 4) legt dar, dass die Referenzoberfläche eine negative Profilschiefe besitzt, die eine gute Tragfähigkeit belegt [347]. Im Gegensatz dazu weisen die laser-strukturierten Oberflächen positive Werte für R_{sk} auf, die charakteristisch für scharfe Rauheitsspitzen sind. Diese verursachen zu Beginn des Experiments einen erhöhten Bewegungswiderstand und induzieren eine erhöhte Verschleißrate [121, 150]. Sobald diese Rauheitsspitzen allerdings abgerieben sind, reduziert sich der Widerstand gegen die Bewegung und folglich die Verschleißrate [121, 150]. Dies führt somit zu einer Abnahme der gemessenen Reibkraft.

Nach dem initialen Anstieg des Reibkoeffizienten der Referenz wird im weiteren Verlauf der tribologischen Messung, nach dem Erreichen eines Maximums, eine Abnahme im Reibkoeffizienten beobachtet. Aufgrund der vorliegenden mechanischen Belastung und der Temperaturentwicklung im Tribokontakt können mikrostrukturelle Effekte, wie zum Beispiel dynamische Rekristallisation, während des Reibvorgangs eine entscheidende Rolle spielen. Unter der tribologischen Belastung wird eine Neuausrichtung der oberflächennahen Kornorientierung induziert, sodass sich die bevorzugten Gleitebenen der Körner parallel zur Reibrichtung ausrichten [150, 154]. Diese Ebenen weisen eine reduzierte Scherfestigkeit auf und führen somit zu einer Reduktion der Reibkraft bzw. des Reibkoeffizienten [87, 154]. Die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten der laser-strukturierten Oberflächen zeigt unabhängig von der relativen Orientierung einen leichten Anstieg

im Reibkoeffizienten über die gesamte Messdauer. Dies ist auf eine Abflachung der Oberflächentopographie, woraus eine Vergrößerung der Kontaktfläche resultiert, zurückzuführen.

Nach den tribologischen Experimenten wurden die Verschleißspuren mittels Lichtmikroskop und REM untersucht, um den zugrunde liegenden Verschleißmechanismus zu analysieren und Unterschiede im Verschleißverhalten in Abhängigkeit der relativen Orientierung zu studieren. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Abbildung 47 exemplarisch für eine Linienstruktur mit einer Periodizität von 5 μm abhängig von der getesteten Orientierung dargestellt. Es sei angemerkt, dass äquivalente Ergebnisse auch für die Verschleißspuren der Linienstrukturen mit 9 und 18 μm vorliegen.

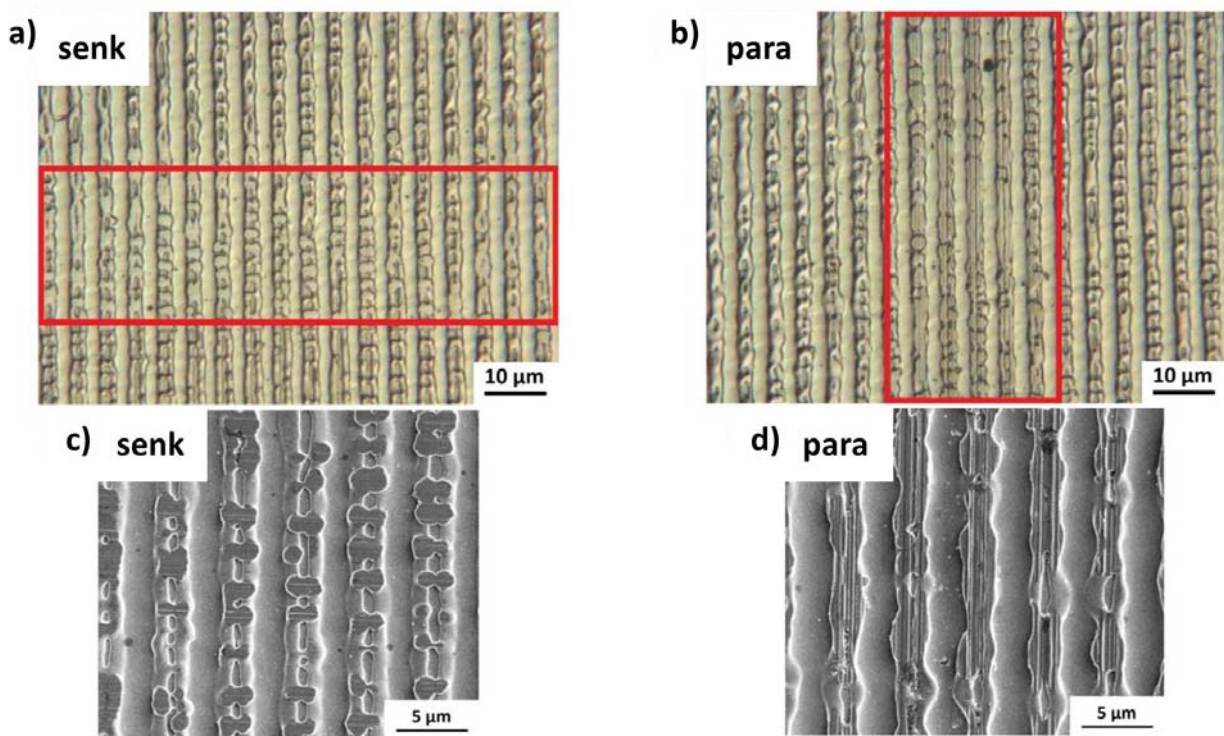


Abbildung 47: Lichtmikroskopische Abbildungen (a und b) und REM-Aufnahmen (c und d) der resultierenden Verschleißspuren in Abhängigkeit der relativen Orientierung für einseitig-strukturierte Kontaktflächen. Der Bereich der Verschleißspur ist in den lichtmikroskopischen Abbildungen zur besseren Illustration durch ein rotes Rechteck gekennzeichnet. Die Ergebnisse sind exemplarisch für eine Linienstruktur mit einer Periodizität von 5 μm dargestellt. Weiterhin ist zu beachten, dass die laser-strukturierten Oberflächen nach der tribologischen Messung im Ultraschallbad mit Isopropanol gesäubert wurden und deshalb keine Verschleißpartikel in diesen Abbildung zu erkennen sind.

Ein Vergleich der Verschleißspuren der senkrechten und parallelen Ausrichtung belegt ein unterschiedliches Verschleißverhalten in Abhängigkeit der relativen Orientierung. Abbildung 47 c verdeutlicht, dass für die senkrechte Orientierung punktartige Kontaktbereiche vorliegen, wohingegen im parallelen Fall linienartige Kontakte und eine Materialverschiebung in Reibrichtung (Abbildung 47 d) zu erkennen sind. Das unterschiedliche Verschleißverhalten lässt sich mit Unterschieden in der realen Kontaktfläche erklären. Aufgrund der punktartigen Kontakte bei senkrechter Orientierung liegt die Annahme nahe, dass für diesen Fall eine verringerte Kontaktfläche vorliegt. Dies korreliert mit der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten in Abbildung 46, die einen kleinen Reibkoeffizienten unabhängig von der eingestellten Periodizität für eine Orientierung der Linienstruktur senkrecht zur Reibrichtung belegt. Weiterhin können als grundlegende Verschleißmechanismen, basierend auf den REM-Aufnahmen in Abbildung 47, plastische Deformation und Abrasion genannt werden. Da die tribologischen Experimente unter trockenen Bedingungen durchgeführt wurden und diese Verschleißmechanismen vorliegen, wird die Bildung von Verschleißpartikeln während des tribologischen Experiments begünstigt. Im Fall einer senkrechten Orientierung der Linienstruktur relativ zur Reibrichtung können gebildete Verschleißpartikel effektiv in den Topographieminima des Linienmusters gespeichert werden. Folglich führt dies zu einer verringerten abrasiven Komponente und nach Suh korreliert dies direkt mit einer reduzierten Reibkraft [119, 124, 125, 138]. Für eine parallele Ausrichtung besteht die Möglichkeit, dass die Partikel teilweise im tribologischen Kontakt verbleiben und folglich zu einer Erhöhung des Reibkoeffizienten beitragen [138].

Weiterhin wurden tribologische Experimente mit beidseitig-strukturierten Kontaktflächen durchgeführt. Gemäß Abbildung 32 sind bei einer 0°-Orientierung die Linienstrukturen des Substrats und der Kugel parallel zueinander ausgerichtet und die Reibrichtung senkrecht zum Linienmuster orientiert. Im Fall einer 90°-Ausrichtung sind die beiden Linienmuster senkrecht zueinander bei gleich bleibender Reibrichtung orientiert. Anzumerken ist, dass für diese Experimente die gleiche Strukturperiode auf dem Substrat und der Kugel eingestellt wurde. Die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten der 0°- und 90°-Orientierung ist in Abbildung 48 in Abhängigkeit der erzeugten Periodizität des Linienmusters dargestellt.

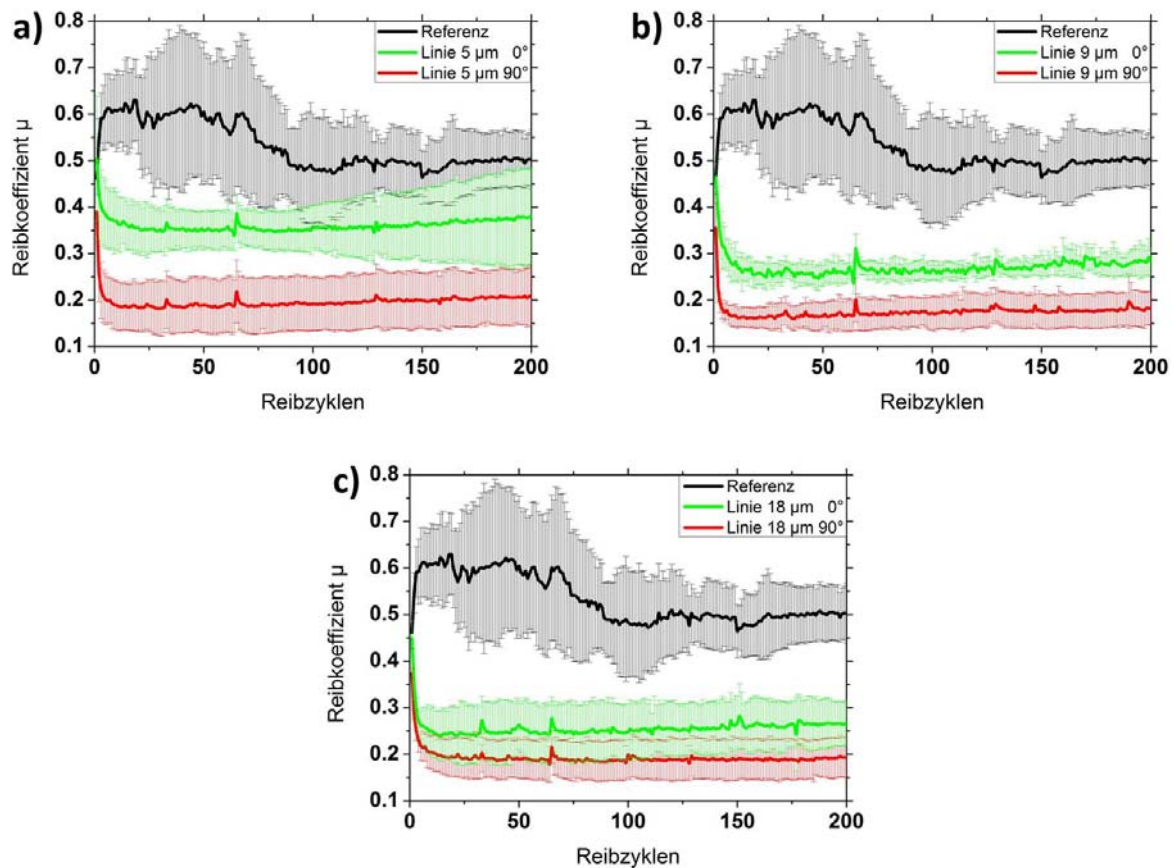


Abbildung 48: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für die polierte Referenzoberfläche und für die beidseitig-strukturierten Kontaktflächen im Fall einer 0°- und 90°-Orientierung für eine Periode von 5 µm (a), 9 µm (b) und 18 µm (c).

Die zeitlichen Verläufe des Reibkoeffizienten in Abbildung 48 illustrieren, dass der Gleitreibungskoeffizient der laser-strukturierten Oberflächen unabhängig von der Orientierung und der Periodizität immer kleiner als der Reibkoeffizient der Referenzoberfläche ist. Ein Vergleich der unterschiedlichen Orientierungen belegt, dass die 90°-Orientierung über die gesamte Messdauer einen kleineren Reibkoeffizienten als die 0°-Orientierung aufweist. Dieser experimentelle Befund ist wiederum unabhängig von der eingestellten Periodizität. Prodanov et al. konnten dies auf eine verringerte Kontaktfläche für eine 90°-Orientierung zurückführen [348]. Für eine 18 µm-Periode sei in diesem Zusammenhang angemerkt, dass der Unterschied zwischen der 0°- und 90°-Orientierung geringer ausgeprägt ist. Dies ist an der partiellen Überlagerung der Fehlerbalken ersichtlich. Weiterhin ist zu beachten, dass die beidseitige Laserstrukturierung nicht nur zu einer Reduktion des absoluten Reibwerts aufgrund einer reduzierten Kontaktfläche, sondern auch zu einer

Verringerung der Fehlerbalken führt. Durch die Laserstrukturierung der beiden Kontaktflächen wird die Oberflächentopographie von einer stochastischen zu einer deterministischen Rauheit mit einem definierten Höhenprofil geändert. Dies führt folglich zu reproduzierbaren Versuchsbedingungen und zu einer Reduktion der entsprechenden Standardabweichungen.

Bezüglich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten der beidseitig-strukturierten Kontaktflächen lässt sich festhalten, dass die 0°-Orientierung, verglichen mit der Referenz und der 90°-Ausrichtung, einen größeren Haftreibungsreibungskoeffizient aufweist. Abbildung 48 bestätigt dies für alle getesteten Periodizitäten, wobei dies für die Perioden 9 und 18 μm in dieser Abbildung nur andeutungsweise zu erkennen ist. Die parallele Ausrichtung der beiden Linienmuster im Fall einer 0°-Orientierung, die durch das aufgebaute Positioniersystem exakt eingestellt werden kann, führt zu einer Behinderung der Bewegung durch ein geometrisches Verhaken der beteiligten Linienmuster und folglich zu einem erhöhten Reibkoeffizienten. Eine deutliche Abnahme des Reibkoeffizienten während der ersten 10 Reibzyklen ist für die tribologischen Experimente mit beidseitig-strukturierten Kontaktflächen unabhängig von der Orientierung und der eingestellten Periodizität zu erkennen. Durch den Einlaufvorgang wird die Oberflächentopographie der laser-strukturierten Proben unter der tribologischen Belastung partiell zerstört [349]. Im Fall einer 0°-Orientierung führt dies zu einer veränderten Kontaktgeometrie, in der geometrisches Verhaken nicht mehr möglich ist. Für eine 90°-Orientierung werden wiederum scharfe Rauheitsspitzen abgerieben und das System kann in einen stabileren Zustand übergehen.

Um das Verschleißverhalten der beidseitig-strukturierten Kontaktflächen zu untersuchen, wurden licht- und rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen durchgeführt. Das Ziel dieser Untersuchungen ist eine detaillierte Studie des zugrunde liegenden Verschleißmechanismus, die weiterhin auch Rückschlüsse auf die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten erlaubt. Abbildung 49 stellt die resultierenden Verschleißspuren der 0°- und 90°-Orientierung des Linienmuster mit einer Periodizität von 9 μm mittels Lichtmikroskop und REM dar. In diesem Zusammenhang ist anzumerken, dass ähnliche Verschleißspuren in Abhängigkeit der relativen Orientierung für die Perioden 5 und 18 μm aufgenommen werden konnten. Weiterhin ist zu beachten, dass die Substrate vor der entsprechenden REM-Untersuchung in einem Ultraschallbad gesäubert wurden und somit keine Verschleißpartikel detektiert werden konnten.

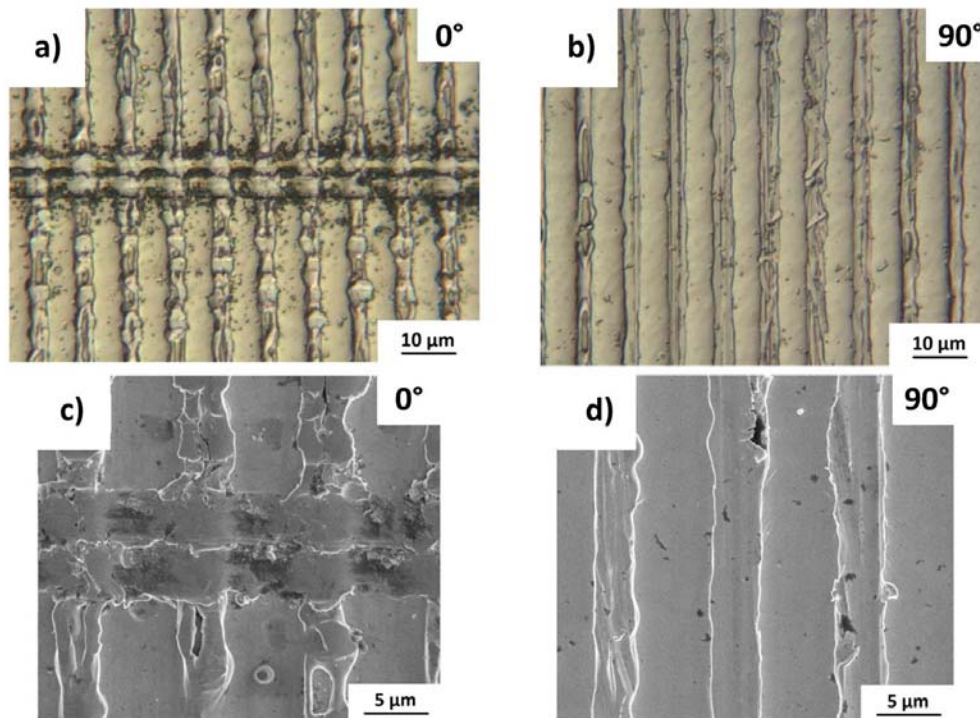


Abbildung 49: Lichtmikroskopische Abbildungen (a und b) und REM-Aufnahmen (c und d) der resultierenden Verschleißspuren in Abhängigkeit der relativen Orientierung für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen. Die Ergebnisse sind exemplarisch für eine Linienstruktur mit einer Periodizität von 9 µm dargestellt. Anzumerken ist, dass äquivalente Ergebnisse auch für die Verschleißspuren der Linienstrukturen mit 5 und 18 µm vorliegen.

Abbildung 49 legt dar, dass sowohl für die 0°- als auch für die 90°-Orientierung eine Verschleißspur zu erkennen ist, wobei diese im Fall einer 0°-Orientierung deutlich stärker ausgeprägt ist. Dies kann mit einer höheren Kontaktspannung aufgrund des geometrischen Verhakens und der reduzierten Kontaktfläche erklärt werden [348]. Für eine 0°-Orientierung kann in den Aufnahmen des Lichtmikroskops und des REMs (Abbildung 49 a und c) eine Materialverschiebung vom Topographiemaximum zum -minimum in Folge einer plastischen Deformation erkannt werden. Dies führt zu einer Vergrößerung der Kontaktfläche und folglich zu einer Erhöhung des Reibkoeffizienten. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass plastische Deformation und Abrasion sowie die Bildung von Verschleißpartikeln die elementaren Verschleißmechanismen bei dieser Orientierung sind. Für die 90°-Orientierung ist nahezu keine Materialverschiebung in die Topographieminima und nur ein geringer Anteil an plastischer Deformation zu erkennen. Der zugrunde liegende Verschleißmechanismus scheint in dieser Konfiguration adhäsiver Natur zu sein. Aus der Literatur ist bekannt, dass tribologische Systeme, die zu abrasivem Verschleiß neigen, einen höheren Reibkoeffizienten auf-

weisen [119, 125]. Der größere Reibkoeffizient der 0°-Orientierung ist folglich zu Beginn der Messung auf geometrisches Verhalten der beiden Linienmuster zurückzuführen. Im weiteren Verlauf des tribologischen Experiments tragen dann die Materialverschiebung durch plastische Deformation, die Bildung von Verschleißpartikeln sowie eine Änderung des Verschleißmechanismus in Abhängigkeit der Orientierung zu einem erhöhten Reibkoeffizienten im Fall einer 0°-Orientierung bei.

Neben der Verschleißanalyse des Substrats wurde auch der Verschleiß für die laserstrukturierten Kugeln vor und nach dem tribologischen Experiment in Abhängigkeit der relativen Orientierung mittels WLI charakterisiert. Die Ergebnisse dieser Oberflächencharakterisierung sind in Abbildung 50 zusammenfassend dargestellt.

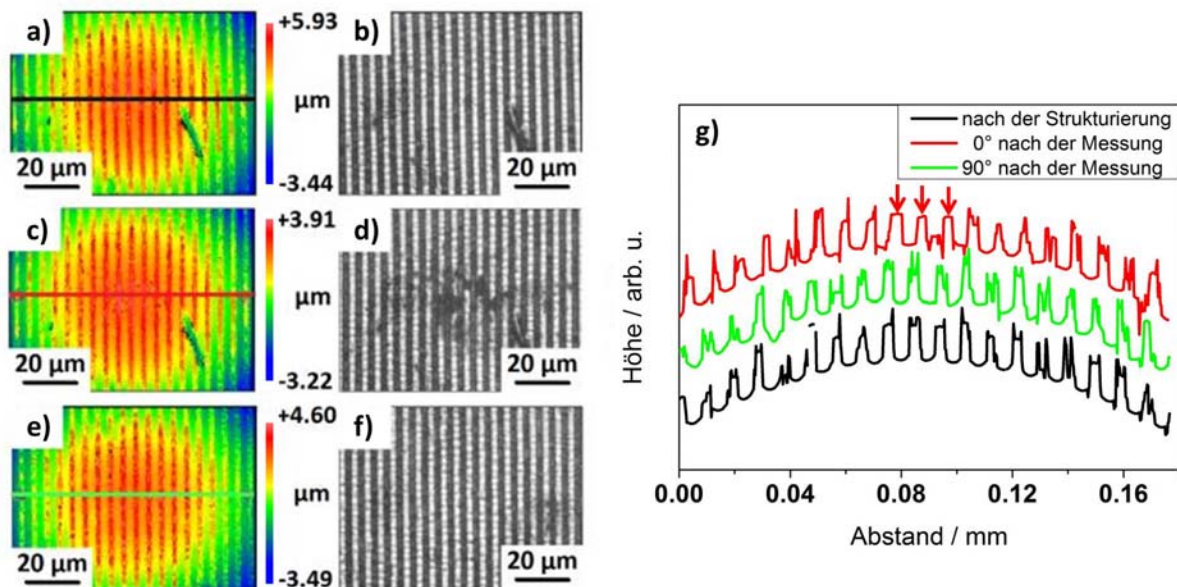


Abbildung 50: Vergleich der Oberflächentopographie der laser-strukturierten Kugeln vor dem tribologischen Experiment (a und b) und nach den tribologischen Messungen für eine 0°-Orientierung (c und d) und eine 90°-Orientierung (e und f). In diesem Zusammenhang sind Abbildung 50 a, c und e zweidimensionale WLI-Darstellungen mit einer Farbskala, die die entsprechende Höheninformation angibt, wohingegen Abbildung 50 b, d und f lichtmikroskopischen Aufnahmen entsprechen. Ein Vergleich der Querschnittsprofile nach der Laserstrukturierung und nach den tribologischen Messungen mit unterschiedlicher Orientierung ist in Abbildung 50 g dargestellt.

Es wird deutlich, dass die Oberflächenstruktur der Kugel, verglichen mit dem Substrat, geringeren Verschleißerscheinungen unterliegt. In den lichtmikroskopischen Aufnahmen und den WLI-Abbildungen ist nahezu kein Verschleiß zu erkennen. Eine Profilschnittdarstellung in Abbildung 50 g, die die Linienstruktur vor dem tribologischen Experiment und die entsprechenden Profile nach

den tribologischen Messungen in Abhängigkeit der relativen Orientierung vergleicht, belegt Verschleißerscheinungen in Form von plastischer Deformation (Abflachung der Linienstruktur durch rote Pfeile gekennzeichnet) im Fall einer 0° -Orientierung. Für eine 90° -Ausrichtung kann kein Verschleiß auf der Kugel detektiert werden. Dies lässt sich mit den größeren Kontaktpressungen für eine 0° -Orientierung erklären [348]. Abschließend lässt sich schlussfolgern, dass der hauptsächliche Verschleiß auf dem Substrat stattfindet, da die Härte des Substrats um den Faktor 4 geringer als die der Kugel ist.

Zur Untersuchung der Stabilität der hergestellten Laserstrukturen wurden tribologische Experimente mit 20000 Reibzyklen durchgeführt. Neben der Stabilität der Strukturen soll auch der Einfluss der Degradation der oberflächennahen Oxidschicht und der fortschreitenden plastischen Deformation auf die resultierenden Reibeigenschaften studiert werden. Um diese Einflussfaktoren im Detail untersuchen zu können, sollte das Linienmuster mit den geringsten Verschleißerscheinungen nach 200 Reibzyklen verwendet werden. Da bei einer 0° -Orientierung die kleinste Kontaktfläche vorliegt und somit die größten Kontaktspannungen herrschen, ist für diese Ausrichtung auch der größte Verschleiß zu erwarten. Aus diesem Grund werden die Verschleißspuren der Linienmuster mit unterschiedlicher Periodizität nach den tribologischen Messungen (0° -Orientierung) mittels Lichtmikroskop untersucht. Charakteristische Verschleißspuren für die unterschiedlichen Periodizitäten sind in Abbildung 51 vergleichend dargestellt.

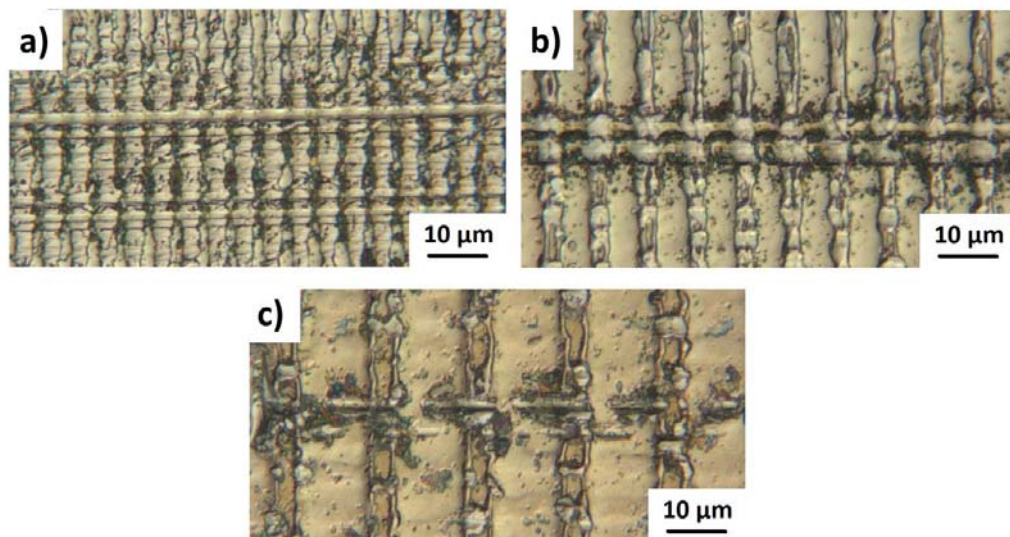


Abbildung 51: Vergleichende Darstellung lichtmikroskopischer Aufnahmen der Verschleißspuren nach 200 Reibzyklen, die aus einer 0° -Orientierung resultieren, für Linienmuster mit einer Periodizität von 5 µm (a), 9 µm (b) und 18 µm (c).

Aus Abbildung 51 ist ersichtlich, dass das Linienmuster mit einer Periode von $18\text{ }\mu\text{m}$ die geringsten Verschleißerscheinungen aufweist. Ein möglicher Erklärungsansatz für diesen Befund liegt in der Form des Oberflächenprofils und in der Existenz der Doppelmaxima nach der Laserstrukturierung. Linienmuster mit kleineren Perioden weisen typischerweise schärfere Rauheitsspitzen auf, woraus eine Reduktion der realen Kontaktfläche und folglich eine Erhöhung der Kontaktpressung resultiert [348, 349]. Dies ist ein potentieller Erklärungsansatz für den verstärkten Verschleiß bei Strukturmustern mit kleiner Periodizität. Die Linienmuster mit einer Periode von $18\text{ }\mu\text{m}$ weisen partiell Doppelmaxima (vgl. Abbildung 37) auf, was zu einem weiteren Anstieg in der realen Kontaktfläche führt. Ein Anstieg der realen Kontaktfläche führt direkt zu einer Reduktion der Kontaktpressung und folglich zu einer Verringerung der Verschleißerscheinungen. Basierend auf diesen Vergleichen wurde für die tribologischen Messungen mit 20000 Reibzyklen in Abhängigkeit der entsprechenden Orientierung das Linienmuster mit einer Periodizität von $18\text{ }\mu\text{m}$ ausgewählt.

Abbildung 52 zeigt die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und einseitig-strukturierte Kontaktflächen unter senkrechter und paralleler Ausrichtung für tribologische Messungen mit 20000 Reibzyklen.

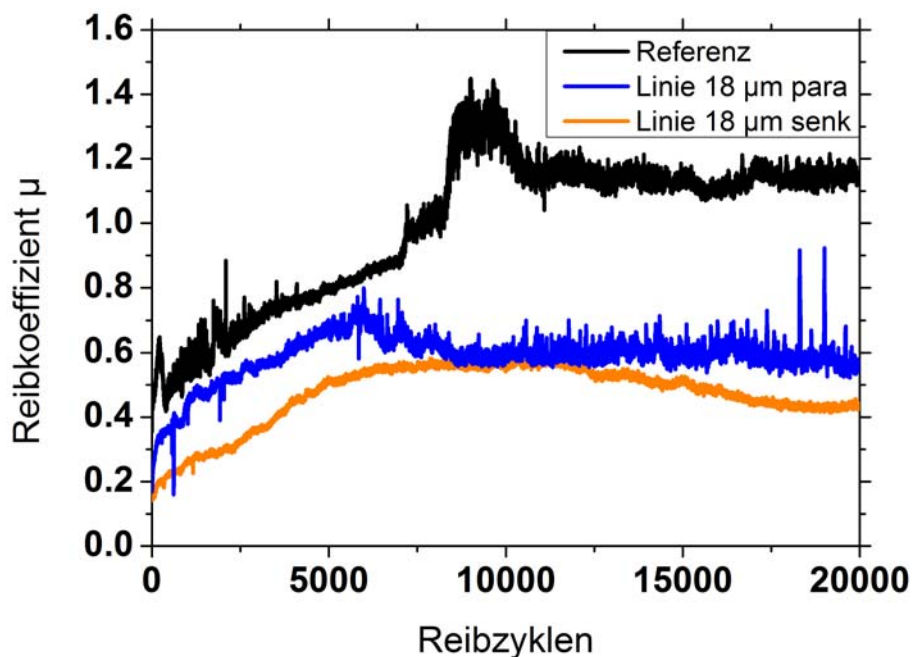


Abbildung 52: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und für einseitig-strukturierte Kontaktflächen (Linienmuster mit einer Periode von $18\text{ }\mu\text{m}$) im Fall einer senkrechten bzw. parallelen Ausrichtung.

Der initiale Reibkoeffizient der Referenzprobe liegt bei ca. 0.42 und steigt mit fortschreitender Messzeit an. Nach ca. 7000 Reibzyklen wird ein Wert von 0.9 erreicht, bevor es zu einem deutlichen Anstieg im Reibkoeffizient auf einen Wert von 1.4 innerhalb der nächsten 1500 Reibzyklen kommt. Anschließend nimmt der Reibkoeffizient einen Gleichgewichtswert von ca. 1.2 an. Die laser-strukturierten Oberflächen weisen unabhängig von der Orientierung einen abweichenden Verlauf mit signifikant reduzierten Reibkoeffizienten über die gesamte Zyklenzahl auf. Die tribologische Messung der parallelen Ausrichtung startet initial bei einem Reibkoeffizienten von ca. 0.21 und steigt anschließend auf ca. 0.6 an, bevor ein Gleichgewichtswert von 0.5 erreicht wird. Die Messkurve, die den zeitlichen Verlauf der senkrechten Orientierung beschreibt, beginnt bei 0.18 und erreicht nach 17500 Reibzyklen einen konstanten Reibkoeffizienten von ca. 0.4. In diesem Zusammenhang kann festgehalten werden, dass sich der generelle Trend der Messungen mit 200 Reibzyklen auch in diesen Messkurven abzeichnet. Tribologische Messungen, bei denen die Linienstrukturen senkrecht zur Reibrichtung orientiert sind, weisen den geringsten Reibkoeffizient über die gesamte Messdauer auf. Eine Betrachtung der Gleichgewichtsreibkoeffizienten nach 20000 Reibzyklen zeigt, dass eine eingebrachte Linienstruktur in senkrechter Ausrichtung relativ zur Reibrichtung den Reibkoeffizienten um den Faktor 3 reduziert.

Mit Hilfe der Klassifikation des zeitlichen Einlaufverhaltens (vgl. Abbildung 18) nach Blau [118, 148] ist eine detaillierte Diskussion der gemessenen Verläufe der entsprechenden Reibkoeffizienten möglich. Basierend auf dieser Einteilung können die zeitliche Evolution der Referenz und der parallelen Ausrichtung dem Typ „b“ (vgl. Abbildung 18) zugeordnet werden. Das zeitliche Verhalten der senkrechten Orientierung weist einen ähnlichen, allerdings nicht so ausgeprägten Verlauf auf. Generell ist in Abbildung 52 zu erkennen, dass alle Reibkurven anfänglich einen vergleichbaren Verlauf mit ähnlicher Steigung aufweisen. Ein langsamer Anstieg des Reibkoeffizienten mit steigender Zyklenzahl, wie in Abbildung 52 für alle Messkurven in den ersten 5000 Reibzyklen zu beobachten ist, kann mit dem Abrieb der oberflächennahen Oxidschicht in Kombination mit der Bildung von Verschleißpartikel erklärt werden [128, 138]. Mit fortschreitender Versuchsdauer wird die Oxidschicht weiter abgetragen, wodurch sich ein Kontakt zwischen metallischen Oberflächen ausbildet und der Reibkoeffizient sukzessive erhöht wird [87]. Durch die vorliegenden Kontaktspannungen wird das elastische Limit überschritten. In Kombination mit der zyklisch wiederkehrenden Belastung kommt es zu Ermüdungserscheinungen, die die Bildung und das Wachstum von Rissen begünstigen. Folglich werden Verschleißpartikel gebildet, die zur abrasiven Komponen-

te beitragen und somit den Reibkoeffizienten ebenfalls erhöhen [134, 139-141]. Verbleiben die Verschleißpartikel im tribologischen Kontakt, kann dies, wie im Fall der Referenzkurve in Abbildung 52, zu einem Sprung im Reibkoeffizienten führen. Die Reduktion des Reibkoeffizienten für die laser-strukturierten Oberflächen kann auf die Speicherung der entstehenden Verschleißpartikel in den Topographieminima und die damit verbundene Reduktion der abrasiven Verschleißkomponente zurückgeführt werden. Die Unterschiede zwischen der parallelen und senkrechten Ausrichtung sind nach Yu et al. weiterhin mit unterschiedlichen, realen Kontaktflächen (stiction length) zu begründen [201]. Weiterhin ist für die parallele Ausrichtung die Möglichkeit die Verschleißpartikel in den Topographieminima zu speichern reduziert, was ebenfalls zu einer Erhöhung des Reibkoeffizienten beiträgt.

Abschließend wurden tribologische Messungen mit 20000 Reibzyklen für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen in Abhängigkeit der relativen Orientierung (0° - und 90° -Orientierung) durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 53 dargestellt.

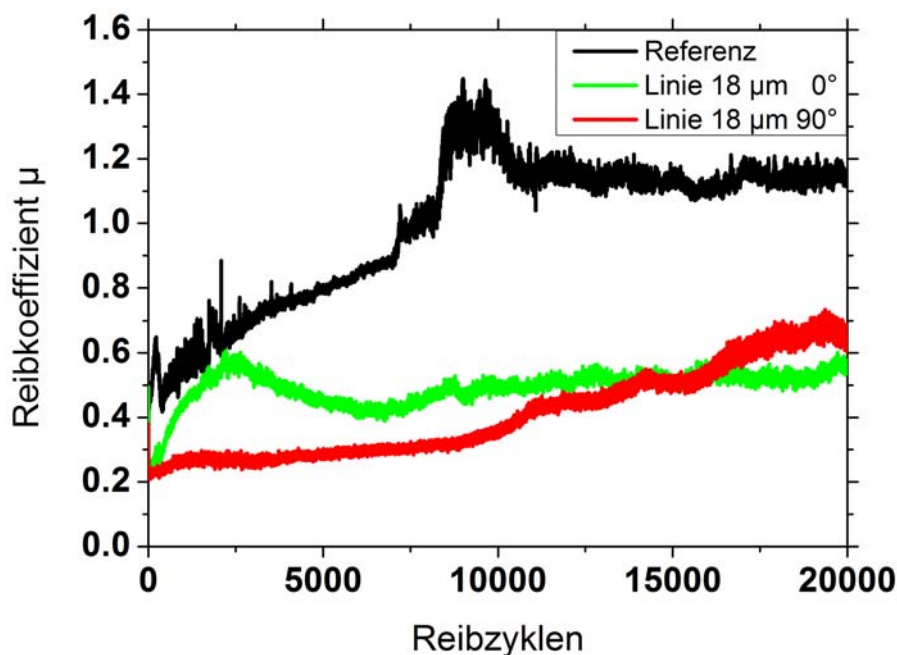


Abbildung 53: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen (Linienmuster mit einer Periode von 18 μm) im Fall einer 0° - und 90° -Orientierung.

Aus Abbildung 53 wird deutlich, dass der Gleitreibungskoeffizient der beiden Orientierungen über die gesamte Messdauer geringer ist als der entsprechende Wert für die Referenzoberfläche. Weiterhin werden die experimentellen Befunde der tribologischen Messungen mit 200 Reibzyklen auch in diesen Experimenten bestätigt, so dass sich zunächst ein größerer Reibkoeffizient für die 0°-Orientierung ergibt. Im Fall einer 0°-Orientierung ist aus Abbildung 53 nach 500 Reibzyklen ein deutlicher Anstieg im Reibkoeffizienten auf einen Wert von ca. 0.6 zu erkennen, bevor nach einer leichten Abnahme ein Wert von ca. 0.5 angenommen wird. Der rapide Anstieg des Reibkoeffizienten zu Beginn der Messung kann mit verstärkten Verschleißerscheinungen erklärt werden, da für diese Orientierung höhere Kontaktspannungen vorliegen. Dies führt zu einer erhöhten plastischen Deformation und zu einem schnelleren Abrieb der oberflächennahen Oxidschicht. Dadurch wird einerseits die schnellere Bildung von Verschleißpartikeln und andererseits ein sukzessiver Übergang in der Materialpaarung (Oxid-Oxid-Paarung zu Metall-Metall-Paarung) hervorgerufen. Aufgrund der geringeren Kontaktspannungen für die 90°-Ausrichtung wird ein abweichendes Verhalten festgestellt, welches sich in einem leichten Anstieg des Reibkoeffizienten mit unterschiedlicher Steigung über die gesamte Messdauer bis auf einen Wert von 0.7 widerspiegelt. Dieses Verhalten ist auf einen langsameren Abtrag der Oxidschicht und den damit zeitlich verzögerten Übergang in der Kontaktpaarung (oxidische zu metallische Kontaktflächen) zurückzuführen. Durch die reduzierte Kontaktspannung verringert sich die Wahrscheinlichkeit der Bildung von Verschleißpartikeln, was ebenfalls einen langsameren Anstieg im Reibkoeffizient bewirkt.

Zur Beurteilung der Stabilität der Laserstrukturen wurden mittels Lichtmikroskop die Verschleißspuren nach den tribologischen Experimenten mit 20000 Reibzyklen aufgenommen. Charakteristische Ausschnitte der Laserstruktur vor dem Experiment und der Verschleißspur nach dem Versuch wurden genutzt, um eine Fourieranalyse durchzuführen und das radiale Leistungsspektrum zu analysieren. Das Ergebnis dieser Analyse ist in Abbildung 54 dargestellt. In diesem Diagramm wird die Amplitude von unterschiedlichen Frequenzen gegen die entsprechende Wellenzahl im Frequenzraum aufgetragen. Mit Hilfe dieser Darstellung kann die Existenz von periodischen Strukturen in einem Oberflächenprofil nachgewiesen werden. Dabei ist anzumerken, dass die Wellenzahl, bei der das erste lokale Maximum im radialen Leistungsspektrum vorliegt, dem Kehrwert einer charakteristischen Wellenlänge der periodischen Strukturen entspricht.

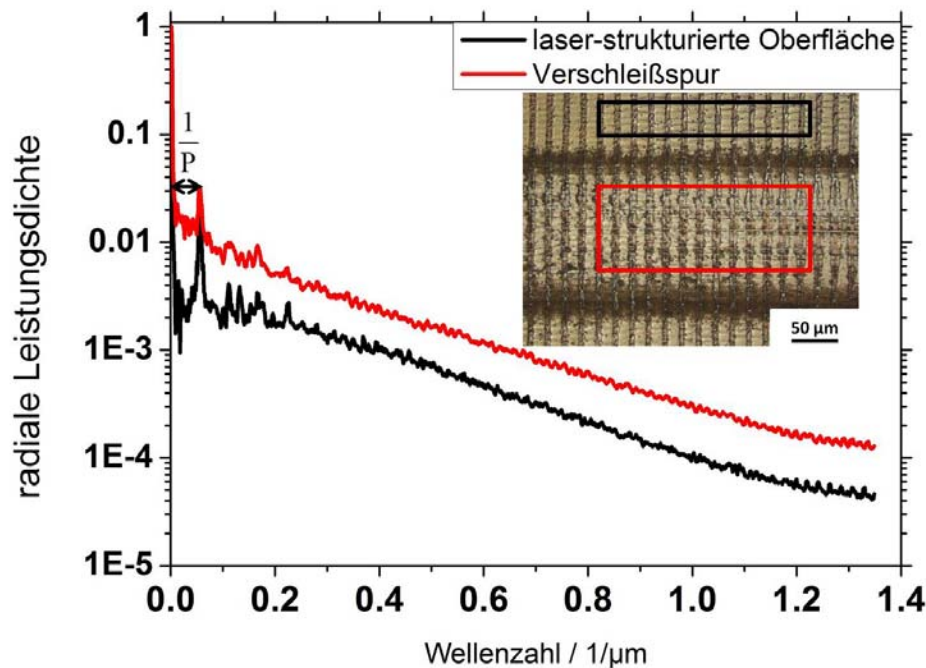


Abbildung 54: Fourieranalyse der laser-strukturierten Oberfläche (Linienstruktur mit einer Periodizität von $18\text{ }\mu\text{m}$) vor und nach dem tribologischen Experiment (0° -Orientierung) mit 20000 Reibzyklen. Die lichtmikroskopische Aufnahme zeigt einen Ausschnitt der Verschleißspur sowie einen tribologisch nicht beeinflussten Bereich. Das schwarze bzw. rote Rechteck geben folglich die Bereiche an, die zur Fourieranalyse genutzt wurden.

Aus den Fourieranalysen in Abbildung 54 kann aus dem radialen Leistungsspektrum für beide untersuchte Bereiche geschlossen werden, dass das erste lokale Maximum bei $0.0538\text{ }\mu\text{m}^{-1}$ liegt und somit keine Verschiebung dieses Maximums für die Verschleißspur zu erkennen ist. Dieser Wert entspricht einer charakteristischen Wellenlänge von $18.55\text{ }\mu\text{m}$, die mit der eingestellten Strukturperiodizität übereinstimmt. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass trotz 20000 Reibzyklen bei einer entsprechenden Kontaktspannung die Periodizität und somit die Laserstruktur partiell erhalten bleiben.

Der Anstieg des Haftreibungskoeffizienten im Fall einer 0° -Orientierung wurde maßgeblich auf ein geometrisches Verhaken der beteiligten Linienmuster zurückgeführt. Da das aufgebaute Positioniersystem keine perfekte Ausrichtung der Linienstrukturen zueinander ermöglicht, bleibt folglich die Frage zu klären, inwiefern sich eine Fehlausrichtung und somit eine Abweichung von einer idealen 0° -Ausrichtung auf das geometrische Verhaken auswirkt. Um diese Einflüsse zu diskutieren, wurde mittels Lichtmikroskop die maximale Fehlausrichtung aller getesteten Proben be-

stimmt. Im Fall eines Linienmusters mit einer Periodizität von $9\text{ }\mu\text{m}$ konnte für eine 0° -Orientierung, gemäß Abbildung 55 a, ein maximaler Versatzwinkel von 1.6° bestimmt werden. Dieser Winkel stellt die maximale Abweichung und somit eine obere Grenze dar, da für die Perioden 5 und $18\text{ }\mu\text{m}$ kleinere, maximale Versatzwinkel evaluiert wurden.

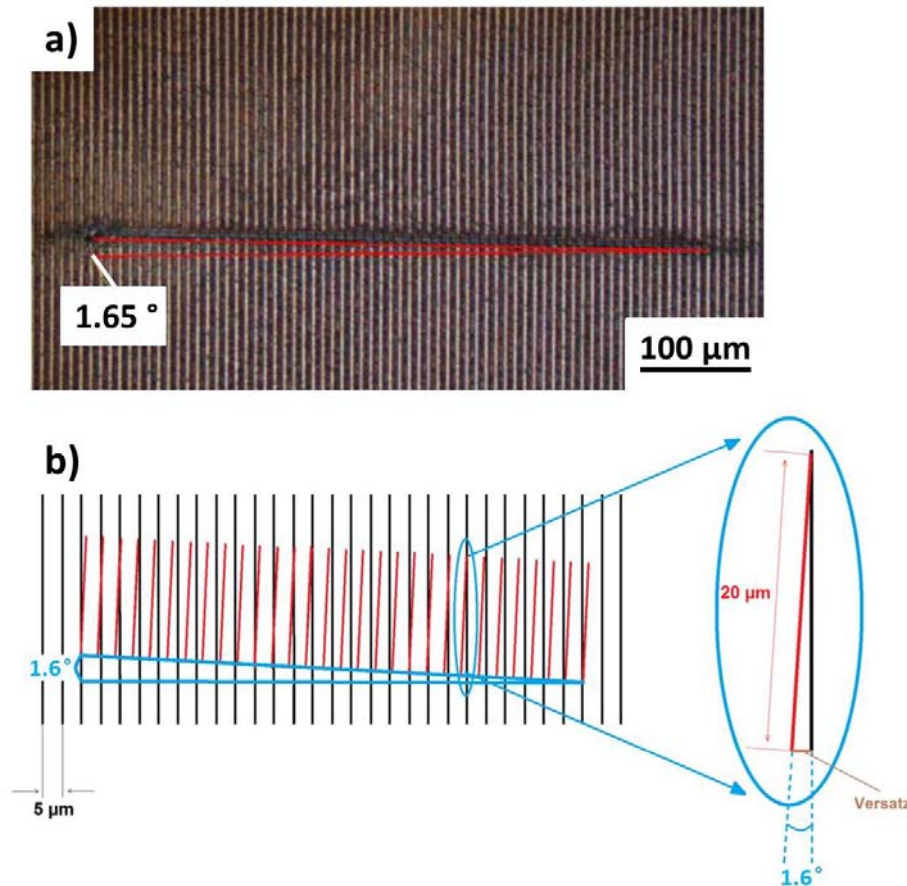


Abbildung 55: Bestimmung des maximalen Versatzwinkels (a) für eine 0° -Orientierung im Fall einer Linienstruktur mit einer Periodizität von $9\text{ }\mu\text{m}$ durch den Vergleich einer idealen 0° -Ausrichtung mit der resultierenden Orientierung der Verschleißspur. Unter Annahme des maximalen Versatzwinkels, der kleinsten Periodizität und der größten Verschleißspurbreite kann anhand einer schematischen Skizze (b) der Einfluss der Missorientierung auf das geometrische Verhalten der beteiligten Linienstrukturen abgeschätzt werden.

Die maximale Verschleißspurbreite konnte gemäß Abbildung 51 für eine Periodizität von $5\text{ }\mu\text{m}$ zu ca. $30\text{ }\mu\text{m}$ bestimmt werden. Basierend auf der Annahme des maximalen Versatzwinkels und der maximalen Verschleißspurbreite sowie der Tatsache, dass eine Fehlausrichtung bei der kleinsten Strukturperiode den größten Effekt bewirkt, kann der maximale Versatz durch

$$\sin(1.6^\circ) \cdot 30\mu m \approx 0.83\mu m \quad (5-1)$$

abgeschätzt werden. Die kleinste Strukturperiode von 5 μm weist eine ungefähre Breite des Topographieminimums von ca. 2.5 μm auf. Da dieser Wert allerdings deutlich größer als der maximal abgeschätzte Versatz von 0.83 μm ist, lässt sich schlussfolgern, dass geometrisches Verhaken trotz der bestimmten Fehlorientierung möglich ist.

Neben der Betrachtung der Missorientierung müssen allerdings auch dynamische Effekte diskutiert werden. Fraglich ist, ob bei einer Relativgeschwindigkeit von 1 mm/s genügend Zeit für das geometrische Verhaken der beteiligten Strukturen vorhanden ist. Für diese Abschätzung wird ebenfalls die kleinste Strukturperiode als untere Grenze betrachtet, da bei einer Periode von 5 μm nur ein Weg von 2.5 μm (Breite des Topographieminimums) zur Verfügung steht, um geometrisches Verhaken hervorzurufen. Bei einer Relativgeschwindigkeit von 1 mm/s, verbleibt für diesen Vorgang nur eine Zeitspanne von 0.0025 s. Nach einer Berechnung des Schwerpunkts des verwendeten Cantilevers sowie eine Berechnung der äquivalenten Masse des Systems und der vertikal wirkenden Beschleunigung, kann gezeigt werden, dass die Kugel innerhalb dieser Zeitspanne einen Weg von ca. 2.5 μm zurücklegen kann [350]. Da die Strukturtiefe der verwendeten Strukturen allerdings im Bereich von 1 μm (vgl. Tabelle 3 und Tabelle 4) liegt, reicht dieser Weg und vor allem das Zeitintervall aus, um geometrisches Verhaken zu induzieren. Folglich ist es also sowohl aus dynamischer Sicht als auch unter Einbeziehung einer existierenden Fehlorientierung möglich, dass die beteiligten Linienstrukturen von Grund- und Gegenkörper im Fall einer 0°-Orientierung geometrisch verhaken. Es lässt sich letztendlich schlussfolgern, dass der erhöhte Haftreibungskoeffizient bei einer 0°-Orientierung auf diesen Effekt zurückgeführt werden kann.

5.2 Mischreibung

Aus der dargestellten Literaturstudie (Kapitel 3.7.2) lässt sich ableiten, dass eine Oberflächenstrukturierung unter Mischreibungsbedingungen eine Verlängerung der Ölfilmlebensdauer sowie eine Reduktion des Verschleißvolumens bzw. des Reibkoeffizienten hervorrufen kann. Um die induzierten, tribologischen Effekte rein auf die Oberflächenstruktur zurückführen zu können, wurde in diesen Experimenten ein unadditiviertes Schmieröl verwendet. Somit kann eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften durch eine Additivwirkung ausgeschlossen werden. Eine chemische Charakterisierung des Öls vor und nach den tribologischen Experimenten dient zur Studie von möglichen tribochemisch-induzierten Reaktionen, die einen maßgeblichen Einfluss auf die tribologischen Eigenschaften haben können. Um die ablaufenden Prozesse, wie zum Beispiel die Änderung im Reibregime während der Messung, interpretierbar zu machen, wurde ein Versuchsstand zur Bestimmung des Festkörpertraganteils aufgebaut. In diesem Zusammenhang wurde das Schmieröl zunächst elektrisch charakterisiert und anschließend eine Kalibration des Messstands durchgeführt. Abschließend wurden laser-strukturierte Oberflächen mit Kreuzmuster und zwei unterschiedlichen Perioden in Abhängigkeit der initialen Ölfilmstärke tribologisch charakterisiert.

5.2.1 Chemische und elektrische Charakterisierung des verwendeten Schmieröls²

Die tribologische Charakterisierung der laser-strukturierten Oberflächen wurde mit einem unadditivierten Poly- α -olefin (PAO) mit einer kinematischen Viskosität von ca. 40 cSt bei 100 °C durchgeführt. Dieses Öl wird synthetisch durch Polymerisation von linearen Kohlenwasserstoffketten hergestellt und enthält aufgrund des synthetischen Herstellungsprozesses keine Verunreinigungen [351]. Eine Zusammenstellung der wichtigsten physikalischen Eigenschaften des verwendeten Öls ist in Tabelle 6 gegeben.

² eingereicht in: Rosenkranz, A., Martin, B., Bettscheider, S., Gachot, C., Kliem, H., Mücklich, F.: Advanced high-resolution resistivity circuit for the precise determination of lubrication regimes and solid-solid contact for metals. Wear (2014).

Physikalische Eigenschaft	PAO 40
Kinematische Viskosität bei 100 °C / cSt	39.6
Spezifische Dichte	0.85
Flammpunkt / °C	266

Tabelle 6: Zusammenstellung der wesentlichen physikalischen Eigenschaften des verwendeten Poly- α -olefins [352].

Zur chemischen Charakterisierung des verwendeten Öls vor dem tribologischen Experiment wurden IR-Spektren mit Hilfe eines FTIR-Spektrometers, gemessen in Reflexion, aufgenommen. Zunächst wurde das Spektrum eines Stahlsubstrats ohne Ölfilm gemessen. Dieses dient als Referenzspektrum, so dass der Einfluss des Substrats und der Umgebung aus den weiteren Spektren herausgerechnet werden können. Anschließend wurde mittels Spincoating ein Ölfilm mit einer Dicke von 1.41 μm auf einem Stahlsubstrat erzeugt und das IR-Spektrum in Reflexion gemessen. Das Ergebnis dieser Untersuchung nach Abzug des Referenzspektrums ist in Abbildung 56 dargestellt.

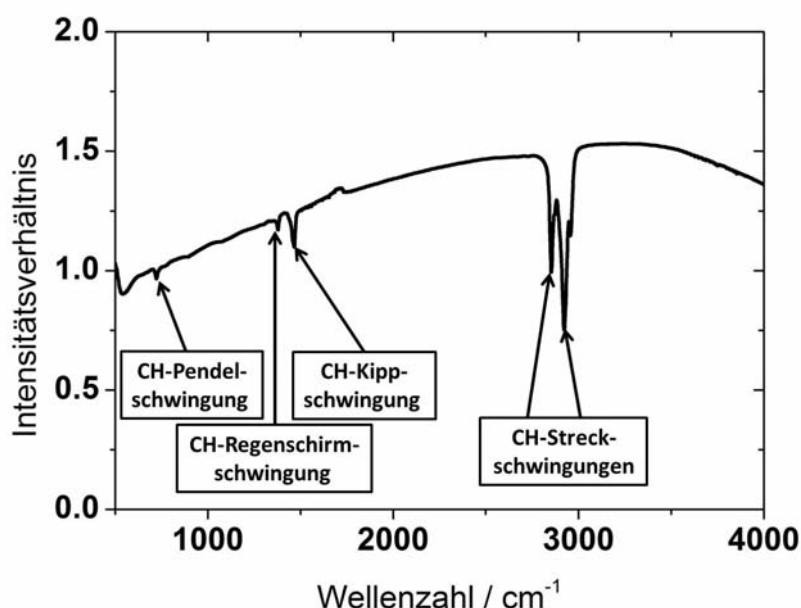


Abbildung 56: IR-Spektrogramm des verwendeten PAO 40 vor dem tribologischen Experiment zur Detektion möglicher Additive im verwendeten Schmieröl. Die Auswertung des Spektrogramms erfolgt mit Hilfe eines Bandenkatalogs [353].

Generell ist für IR-Spektroskopie anzumerken, dass Schwingungsbanden in einem Wellenzahlbereich kleiner 1500 cm^{-1} Einfachbindungen bzw. Gerüstschwingungen zugeordnet werden können [353]. Auftretende Banden in einem Bereich von 1500 bis 1900 cm^{-1} sind charakteristisch für Dop-

pelbindungen, wohingegen Dreifachbindungen typischerweise Banden in einem Wellenzahlregime von 1900 bis 2400 cm^{-1} aufweisen [353]. In Abbildung 56 sind unterschiedliche Schwingungsbanden der C-H-Bindungen zu erkennen. Bei 690 cm^{-1} liegt eine C-H-Deformationsschwingung vor, die auch als Pendelschwingung (engl. rocking mode) bezeichnet wird. Weiterhin wurde bei 1500 cm^{-1} eine Schwingungsbande detektiert, die einer Regenschirmschwingung (engl. umbrella mode) zuzuordnen ist. Eine Kippschwingung (engl. wagging mode) der C-H-Bindung ist bei einer Wellenzahl von 1550 cm^{-1} zu verzeichnen. Symmetrische und asymmetrische Streckschwingungen dieser Bindung liegen typischerweise in einem Wellenzahlbereich von 2800 bis 3000 cm^{-1} [353]. Die detektierte Schwingungsbande bei 1700 cm^{-1} ist auf Wasserdampf in der Probenkammer zurückzuführen. Festzuhalten ist, dass das aufgenommene IR-Spektrogramm Schwingungsbanden aufweist, die typisch für ein Gemisch aus aliphatischen Kohlenwasserstoffen mit längeren Paraffinketten ist. Im Rahmen der Messung konnten keine Banden identifiziert werden, die auf die Gegenwart von Schmierstoffadditiven hindeuten. Die Ergebnisse der IR-Spektroskopie werden durch eine Röntgen-Fluoreszenz-Analyse (RFA) unterstützt, in der speziell auf die für Schmierstoffadditive typischen Elemente Chlor, Schwefel und Phosphor getestet wurde. Allerdings konnte keines dieser drei Elemente nachgewiesen werden.

Neben der chemischen Charakterisierung wurde mittels Abbé-Refraktometrie der Brechungsindex des verwendeten Öls bestimmt. Dieser ist für die Ermittlung der physikalischen Ölfilmdicke ein essentieller Parameter. Mittels Spincoating wurde auf einem Stahlsubstrat ein Ölfilm erzeugt und mit Hilfe des WLIs die optische Ölfilmdicke gemessen. Zur Umrechnung der optischen in die physikalische Ölfilmdicke wird der Brechungsindex der entsprechenden Flüssigkeit benötigt. Das Ergebnis der Messungen des Brechungsindex für PAO 40 ist in Tabelle 7 dargestellt.

	PAO 40
Brechungsindex bei 20 °C	1.470
Brechungsindex bei 25 °C	1.469

Tabelle 7: Darstellung des bestimmten Brechungsindex für PAO 40 mittels Abbé-Refraktometrie. Der angegebene Wert stellt jeweils einen Mittelwert aus fünf Messungen dar. Alle gemessenen Brechungsindizes waren identisch, weshalb auf die Angabe der Standardabweichung verzichtet wird. Der Brechungsindex von Cyclohexan wurde vor und nach der Messung des Brechungsindex von PAO 40 bestimmt, um das System zu kalibrieren und Umgebungseinflüsse auszuschließen. Dieser war vor und nach der Messung identisch.

Neben der chemischen Charakterisierung wurden auch die elektrischen Eigenschaften, insbesondere die dielektrische Permittivität und die spezifische Leitfähigkeit, des verwendeten Schmieröls bestimmt. Die Messung dieser Eigenschaften ist eine wichtige Voraussetzung zur korrekten Auslegung des elektrischen Messstands zur Bestimmung des Festkörpertraganteils unter Mischreibungsbedingungen und um eine Beeinflussung der Messergebnisse durch die Restleitfähigkeit des Öls auszuschließen. Zur Messung der dielektrischen Permittivität und der spezifischen Leitfähigkeit wurde das Öl zwischen zwei plan-parallele Edelstahlplatten mit definiertem Abstand d (500 μm) und bekannter Oberfläche A (7.07 cm^2) gegeben. Da Öl isolierende Eigenschaften besitzt, wird eine Kapazität C zwischen den Stahlplatten induziert. Aufgrund der endlichen Restleitfähigkeit des Öls muss eine Konduktanz G eingeführt werden. Die Messanordnung des Öls zwischen den beiden plan-parallelen Stahlplatten sowie ein äquivalenter elektrischer Schaltkreis, der sowohl kapazitive als auch konduktive Anteile enthält, sind in Abbildung 57 dargestellt.

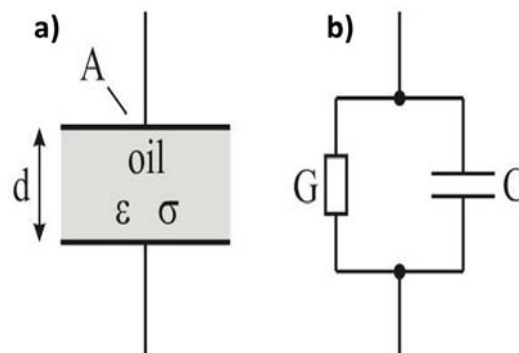


Abbildung 57: Schematische Darstellung der Messanordnung (a) zur Bestimmung der spezifischen Leitfähigkeit und der dielektrischen Permittivität sowie das entsprechende Ersatzschaltbild des elektrischen Kreises (b), der sich aus kapazitiven und konduktiven Anteilen zusammensetzt.

Die elektrischen Eigenschaften des Öls können durch die Materialeigenschaften, wie zum Beispiel die spezifische Leitfähigkeit und die dielektrische Permittivität, mit der resultierenden Kapazität und Konduktanz verknüpft werden. In diesem Zusammenhang lassen sich die Abhängigkeiten durch die folgenden formalen Zusammenhänge

$$C = \epsilon_0 \cdot \epsilon_r \cdot \frac{A}{d} \quad (5-2)$$

und

$$G = \sigma \cdot \frac{A}{d} \quad (5-3)$$

angeben, wobei ϵ_0 die dielektrische Permittivität des Vakuums, A die Oberfläche und d der Abstand zwischen den Stahloberflächen sind.

Zur Messung der dielektrischen Permittivität wurde das Öl mit Hilfe einer Impedanzanalyse über ein Frequenzspektrum von 10^2 bis 10^6 Hz durch Anlegen eines sinusförmigen Spannungssignals $\underline{V}_{ac}$ charakterisiert. Danach wurde die resultierende komplexe Stromstärke $\underline{I}_{ac}$ gemessen. Die komplexe Spannung und Stromstärke können durch

$$\underline{V}_{ac} = V_{ac} \cdot \exp(i \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) \quad (5-4)$$

und

$$\underline{I}_{ac} = I_{ac} \cdot \exp[i \cdot (2 \cdot \pi \cdot f \cdot t - \phi)] \quad (5-5)$$

ausgedrückt werden. In den Gleichungen 5-4 und 5-5 stellen i die imaginäre Einheit, t die Zeit, f die Frequenz und ϕ den Phasenwinkel zwischen Strom und Spannung dar. Die Größen V_{ac} und I_{ac} geben in diesem Zusammenhang die Amplituden von Spannung und Stromstärke an. Die komplexe Admittanz des Systems kann unter Berücksichtigung der Gleichungen 5-4 und 5-5 zu

$$\underline{Y} = \frac{\underline{I}_{ac}}{\underline{V}_{ac}} = \frac{I_{ac}}{V_{ac}} \cdot \exp(-i \cdot \phi) = Y \cdot \cos \phi + i \cdot \sin \phi \quad (5-6)$$

bestimmt werden. Weiterhin kann für das dargestellte Ersatzschaubild des elektrischen Kreises (Abbildung 57 b) die komplexe Admittanz als

$$\underline{Y} = G + i \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C \quad (5-7)$$

ausgedrückt werden. Folglich kann die Kapazität durch den Vergleich von Gleichung 5-6 und Gleichung 5-7 aus dem Imaginärteil der komplexen Admittanz in Abhängigkeit der Frequenz berechnet werden. Das Ergebnis der Messung der dielektrischen Permittivität für PAO 40 ist in Abbildung 58 dargestellt.

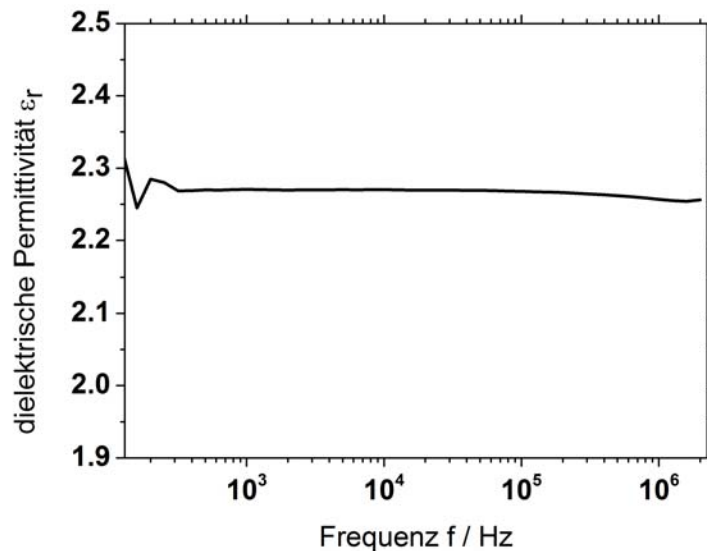


Abbildung 58: Dielektrische Permittivität in Abhängigkeit der Frequenz für PAO 40.

Aus Abbildung 58 ist ersichtlich, dass die gemessene dielektrische Permittivität von PAO 40 nahezu frequenzunabhängig ist. Diese kann mit einem Zahlenwert von 2.25 angegeben werden. Da der Verlauf der dielektrischen Permittivität über den gemessenen Frequenzbereich konstant ist, können Relaxationserscheinungen von Dipolen, die im Öl enthalten sein können, vernachlässigt werden.

Durch das Anlegen eines Spannungspulses V_{dc} von 10 V an das System, kann das zeitliche Verhalten der daraus resultierenden Stromstärke I_{dc} bestimmt werden. Dieses Verhalten wird einerseits von einer konstanten Restleitfähigkeit des Öls beeinflusst, da Öl kein perfekter Isolator ist. Andererseits tragen auch Polarisierungseffekte von permanenten Dipolen im Öl zu dem zeitlichen Verhalten bei. Der Anteil der Polarisierungseffekte verringert sich allerdings mit steigender Messdauer, so dass für große Messzeiten ($t > 10^4$ s) nur noch der Anteil der Restleitfähigkeit berücksichtigt werden muss. Basierend auf diesen Annahmen ergibt sich die Konduktanz des Systems zu:

$$G_{dc} = \frac{I_{dc}}{V_{dc}}. \quad (5-8)$$

Aus dieser Formel kann mit Hilfe von Gleichung 5-3 die spezifische Leitfähigkeit σ des Systems bestimmt werden. Das Ergebnis der zeitabhängigen Messung der resultierenden Stromstärke I_{dc} ist in Abbildung 59 dargestellt.

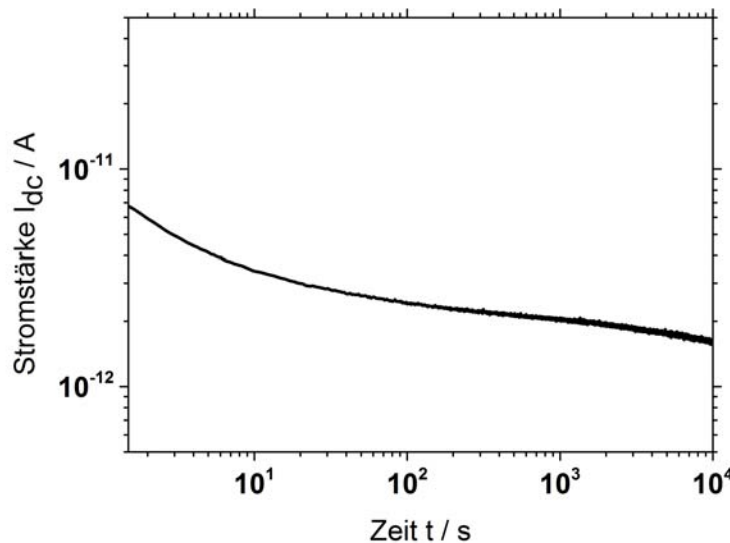


Abbildung 59: Zeitliches Verhalten der resultierenden Stromstärke I_{dc} nach dem Anlegen eines Spannungsimpulses V_{dc} für PAO 40.

Abbildung 59 zeigt für PAO 40 einen leichten Abfall der resultierenden Stromstärke I_{dc} über die Zeit. Dies kann mit der Relaxation von permanenten Dipolen im Öl korreliert werden. Nach einer Zeit von ca. 10^4 Sekunden erreicht die Stromstärke einen nahezu konstanten Wert, der nur noch von der Restleitfähigkeit des Öls abhängt. Basierend auf der resultierenden Stromstärke nach 10^4 Sekunden und unter Berücksichtigung von Gleichung 5-8 kann die spezifische Leitfähigkeit von PAO 40 zu $2.3 \cdot 10^{-13} (\Omega m)^{-1}$ berechnet werden. Dieser Wert spiegelt gute isolierende Eigenschaften des verwendeten Öls wider, so dass Beiträge der Restleitfähigkeit bei der Bestimmung des Festkörpertrageanteils unter Mischreibungsbedingungen vernachlässigbar sind. Weiterhin sind gute isolierende Eigenschaften zur Vermeidung von elektrischen Durchschlägen im Fall kleiner Schmierfilmdicken essentiell.

5.2.2 Aufbau und Validierung eines Versuchsstands zur Bestimmung des Festkörpertraganteils unter Mischreibungsbedingungen²

Zur Bestimmung des Festkörpertraganteils unter Mischreibungsbedingungen und zur Detektion von Änderungen im Reibregime während des tribologischen Experiments wurde ein neuer Versuchsstand aufgebaut. Dieser basiert auf den Grundideen von Lane et al. [354] und Furey [355-357], die das prinzipielle Konzept dieses Verfahrens entwickelt haben. Allerdings liegt in diesen Veröffentlichungen keine konkrete Angabe zur Messfrequenz vor. Diese ist für die Aussagekraft der Messergebnisse allerdings von essentieller Bedeutung, da sich die Kontaktsituation innerhalb kurzer Zeitintervalle ändern kann. Folglich ist eine ausreichend große Messfrequenz notwendig, damit diese Änderungen hinreichend schnell und mit einer entsprechenden Ortsauflösung detektiert werden können. Ähnliche Messanordnungen wurden auch in [358, 359] zur detaillierten Beschreibung und Charakterisierung des Mischreibungszustands genutzt. Der Vorteil des neu aufgebauten Versuchsstands, der in Abbildung 60 schematisch illustriert ist, liegt in der zeitlichen Auflösung. Diese gestattet mittels eines Oszilloskops die Aufnahme von 10000 Datenpunkten in einem Zeitintervall von 10 ms aufzunehmen, was einer Messfrequenz von 1 MHz entspricht.

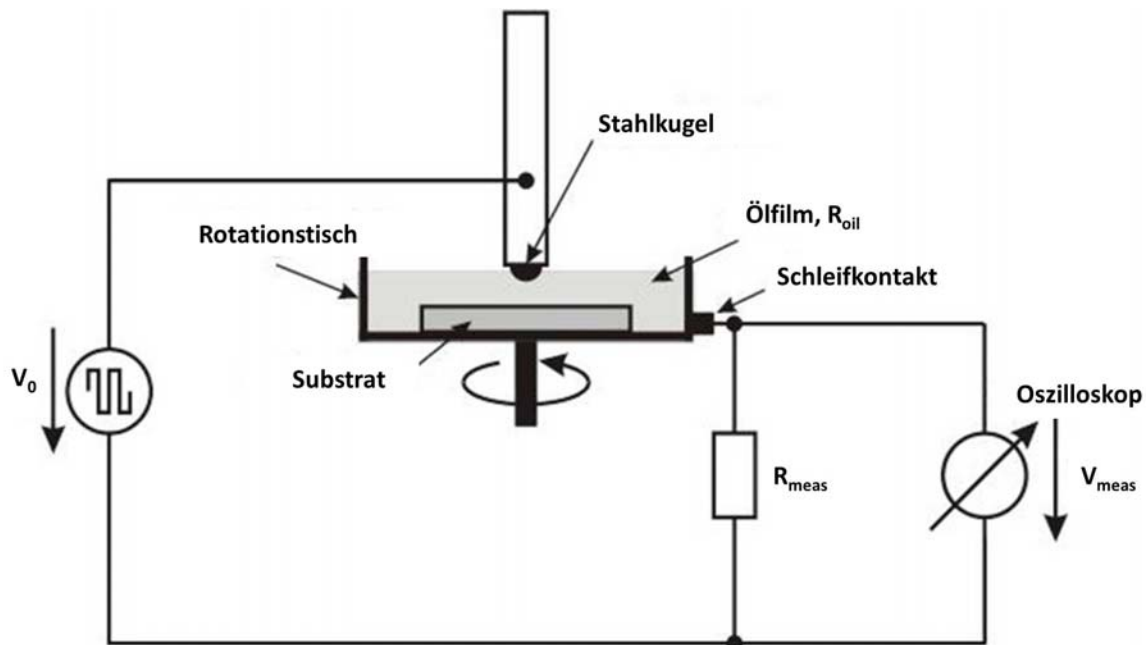


Abbildung 60: Schematische Skizze des neu aufgebauten Versuchsstands zur Bestimmung des Festkörpertraganteils.

Aus Abbildung 60 ist zu erkennen, dass die 100Cr6-Kugel (Durchmesser 6 mm), die den tribologischen Gegenkörper darstellt, durch den Kugelhalter elektrisch mit der Spannungsquelle kontaktiert ist. Die elektrische Kontaktierung des Edelstahlsubstrats, das sich in einem Probenhalter befindet, ist durch einen Schleifkontakt realisiert. Aus dieser Anordnung resultiert eine Serienschaltung der Spannungsquelle mit den Widerständen R_{oil} und R_{meas} , wobei R_{meas} einen Messwiderstand darstellt, der parallel zum Oszilloskop angeordnet ist. Dieser Messwiderstand dient zur Begrenzung der Spannungen und Ströme, die über das Oszilloskop fließen und zur Verstärkung des Messsignals, wie in Gleichung 5-10 ersichtlich ist. Der Widerstand R_{oil} resultiert aus dem Ölfilm, der zwischen Grund- und Gegenkörper im tribologischen Kontakt vorhanden ist und gibt somit Aufschluss über das aktuell vorherrschende Reibregime. Weiterhin sei angemerkt, dass R_{meas} deutlich kleiner als der Eingangswiderstand des Oszilloskops gewählt wurde. In diesem Fall kann der Eingangswiderstand zur Auswertung der elektrischen Daten vernachlässigt werden und der Gesamtwiderstand ergibt sich aus der Addition von R_{oil} und R_{meas} . Aus dieser Tatsache resultiert ebenfalls, dass der Strom I_{oil} , der durch das Öl fließt, vollständig am Messwiderstand abfällt. Daraus folgt, dass der Strom I_{oil} durch

$$I_{oil} = \frac{V_0}{R_{oil} + R_{meas}}, \quad (5-9)$$

angegeben werden kann. In diesem Zusammenhang stellt V_0 die Spannungsamplitude des angelegten Rechtecksignals (2.5 V) dar. Weiterhin ist die Spannung, die am Messwiderstand R_{meas} abfällt und durch das Oszilloskop gemessen wird, durch folgende Gleichung gegeben:

$$V_{meas} = I_{oil} \cdot R_{meas}. \quad (5-10)$$

Durch die Kombination von Gleichung 5-9 und 5-10 kann I_{oil} eliminiert werden und die Messspannung folgendermaßen ausgedrückt werden:

$$V_{meas} = \frac{R_{meas}}{R_{meas} + R_{oil}} \cdot V_0. \quad (5-11)$$

Mit Hilfe von Gleichung 5-11 können Festkörper-, Grenz-, Misch- und hydrodynamische Reibung basierend auf der Messspannung V_{meas} voneinander unterschieden werden. Befindet sich das System im hydrodynamischen Reibregime, so ist der Widerstand R_{oil} , aufgrund der kompletten Trennung des Grund- und Gegenkörpers und der geringen Restleitfähigkeit des verwendeten Öls, deutlich größer als der Messwiderstand R_{meas} . Folgt strebt die gemessene Spannung V_{meas} gegen 0. Im Fall von Festkörper- bzw. Grenzreibung berühren sich Grund- und Gegenkörper, so dass ein Kurzschluss im elektrischen Kreislauf mit $R_{\text{oil}} \approx 0$ hervorgerufen wird. Daraus folgt, dass die gemessene Spannung V_{meas} der angelegten Spannung V_0 entspricht. Unter Mischreibungsbedingungen, in denen sowohl Festkörper- als auch Flüssigkeitstraganteile vorliegen, ergibt sich ein Spannungswert, der zwischen den aufgezeigten Extremen liegt.

Zur Gewährleistung der korrekten Funktionsweise und Datenaufzeichnung des neuen Versuchsstands, wurden Kalibrationsmessungen bei offenem und geschlossenem Kontakt durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 61 dargestellt.

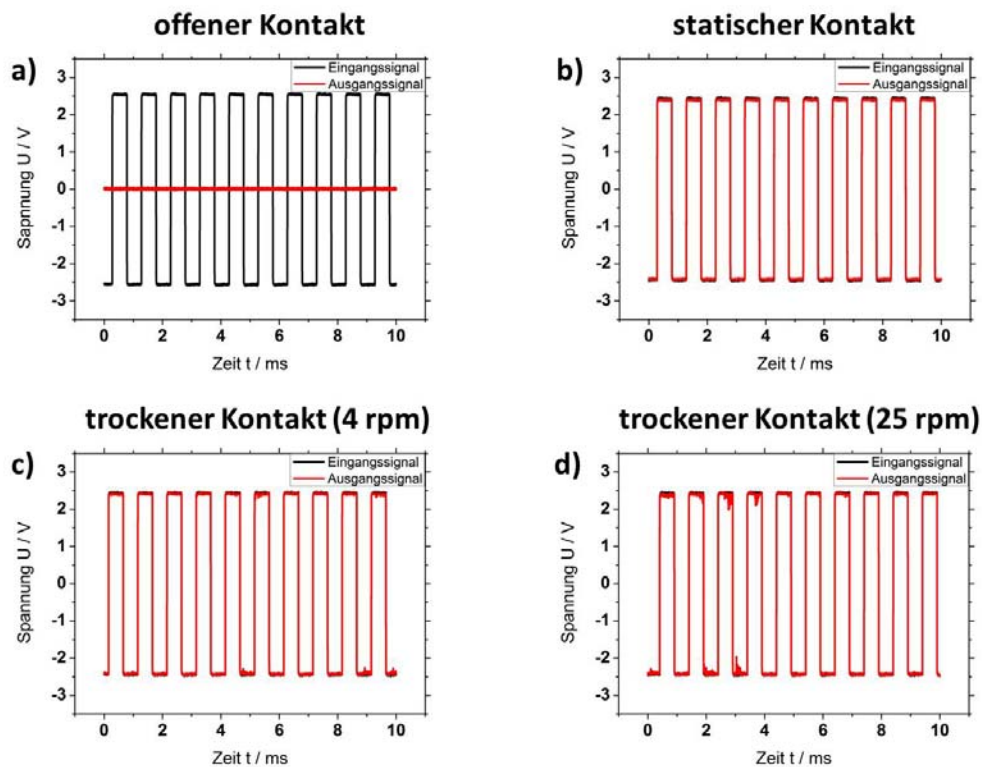


Abbildung 61: Kalibrationsmessungen für einen offenen (a) und geschlossenen Kontakt (b), um die Funktionalität und die korrekte Datenaufzeichnung des neu aufgebauten Versuchsstands zu gewährleisten. Messungen mit einer Rotationsgeschwindigkeit von 4 rpm (c) und 25 rpm (d) unter trockenen Reibbedingungen sind ebenfalls dargestellt. Das Eingangs- und das gemessene Ausgangssignal sind in schwarzer bzw. roter Farbe dargestellt.

Abbildung 61 fasst die durchgeführten Kalibrationsmessungen zusammen, wobei als Eingangssignal (schwarze Kurve) immer ein Rechtecksignal mit einer Amplitude von 2.5 V für 10 ms angelegt wurde. Das gemessene Ausgangssignal ist in roter Farbe dargestellt und durch einen Vergleich von Eingangs- und Ausgangssignal sind Rückschlüsse auf die Funktionalität des Versuchsstands möglich. Im Fall eines offenen Kontakts existiert kein Kontakt zwischen Grund- und Gegenkörper. Folglich ist das resultierende Ausgangssignal aufgrund der Unterbrechung des elektrischen Kreises über die gesamte Messdauer 0. Bezüglich des geschlossenen Kontakts wurden sowohl statische als auch dynamische Versuchsreihen mit einer Rotationsgeschwindigkeit von 4 und 25 rpm ohne Schmieröl durchgeführt, damit eine falsche Interpretation der Messdaten aufgrund von dynamischen Effekten auszuschließen ist. Für den statischen Fall und die Geschwindigkeit von 4 rpm können keine Unterschiede zwischen dem Eingangs- und Ausgangssignal detektiert werden. Einzig für die Rotationsgeschwindigkeit von 25 rpm sind leichte Oszillationen im Ausgangssignal erkennbar. Eine mögliche Ursache können instabile Kontaktstellen im tribologischen Kontakt aufgrund von Vibrationen oder ein Einfluss der entsprechenden Oberflächenrauheit sein. Durch die Bildung des Verhältnisses des integralen Eingangs- und Ausgangssignals gemäß folgender Formel

$$S_{\text{Festkörper}} = \frac{I_{\text{output}}}{I_{\text{input}}} = \frac{\int_0^{10} |V_{\text{meas}}| \cdot dt}{\int_0^{10} |V_0| \cdot dt} \quad (5-12)$$

kann der Festkörpertraganteil im Mischreibungskontakt bestimmt werden. Eine Auswertung des statischen und trockenen Kontakts bei 0, 4 und 25 rpm ergibt unter diesen Versuchsbedingungen für den Festkörpertraganteil einen Wert von mindestens 99.1 %. Dies unterstreicht, dass die leichten Oszillationen keinen signifikanten Einfluss auf das Versuchsergebnis haben und deshalb vernachlässigt werden können.

Zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenrauheit auf das resultierende Reibregime, wurden bei gleichbleibendem Substrat zwei 100Cr6-Kugeln mit unterschiedlicher Oberflächenrauheit genutzt. Mittels dieser Untersuchungen soll der Geschwindigkeitsbereich ermittelt werden, in dem ein Übergang zwischen hydrodynamischer Reibung zu Mischreibung und von Grenz- zu Mischreibung hervorgerufen wird. Die Oberflächenrauheit der verwendeten Kugeln und Substrate

wurde mit Hilfe von R_a , R_q und PV charakterisiert. Die ausgewerteten Oberflächenkennwerte sind in Tabelle 8 vergleichend zusammengefasst.

	$R_a / \mu\text{m}$	$R_q / \mu\text{m}$	PV / μm
Substrat	0.004 ± 0.001	0.004 ± 0.002	0.031 ± 0.003
raue Kugel (Kugel 1)	0.14 ± 0.02	0.21 ± 0.05	3.11 ± 1.04
glatte Kugel (Kugel 2)	0.01 ± 0.003	0.02 ± 0.009	0.99 ± 0.130

Tabelle 8: Ausgewertete Rauheitskennwerte für die tribologischen Kontaktflächen. Die Oberflächenkennwerte wurden mit Hilfe des WLIs aufgenommen und die Rauheit der Kugel nach Abzug der Kugelkrümmung bestimmt.

Eine Oberflächencharakterisierung mittels WLI verdeutlicht die Oberflächenbeschaffenheit der raueren Kugel, die im Folgenden als Kugel 1 bezeichnet wird. Diese Ergebnisse sind in Abbildung 62 dargestellt.

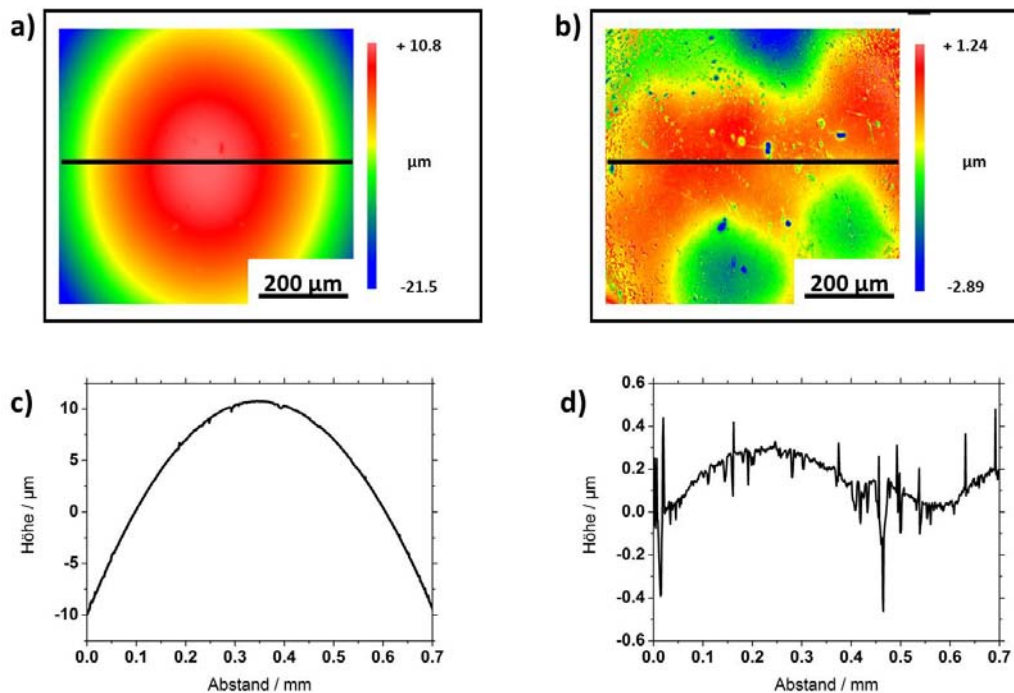


Abbildung 62: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächenbeschaffenheit von Kugel 1 (a) unter Berücksichtigung der entsprechenden Kugelkrümmung und das dazugehörige Querschnittsprofil (c). Durch den numerischen Abzug der Oberflächenkrümmung mit Hilfe der WLI-Software, ergibt sich eine zweidimensionale Darstellung (b) und ein Querschnittsprofil (d) der tatsächlichen Oberflächenrauheit, die einen besseren Eindruck der Oberflächenbeschaffenheit vermitteln. Die Farbskalen in (a) und (b) geben die entsprechende Höheninformation an.

Trotz der vorhandenen Kugelkrümmung in Abbildung 62 a sind leichte Unregelmäßigkeiten und Abweichungen von der idealen Kugelkrümmung im Querschnittsprofil (Abbildung 62 c) zu erkennen. Die Oberflächenqualität von Kugel 1 ist nach Abzug der Kugelkrümmung durch die WLI-Software in Abbildung 62 b und d als zweidimensionale Darstellung sowie als Profilschnitt gezeigt. In diesen beiden Abbildungen sind sowohl Profiltriefen als auch herausragende Rauheitsspitzen (vgl. PV-Wert in Tabelle 8) sowie eine gewisse Welligkeit der Oberfläche erkennbar.

Abbildung 63 zeigt die äquivalente Auswertung der Oberflächenrauheit mittels WLI für die glattere Kugel (Kugel 2).

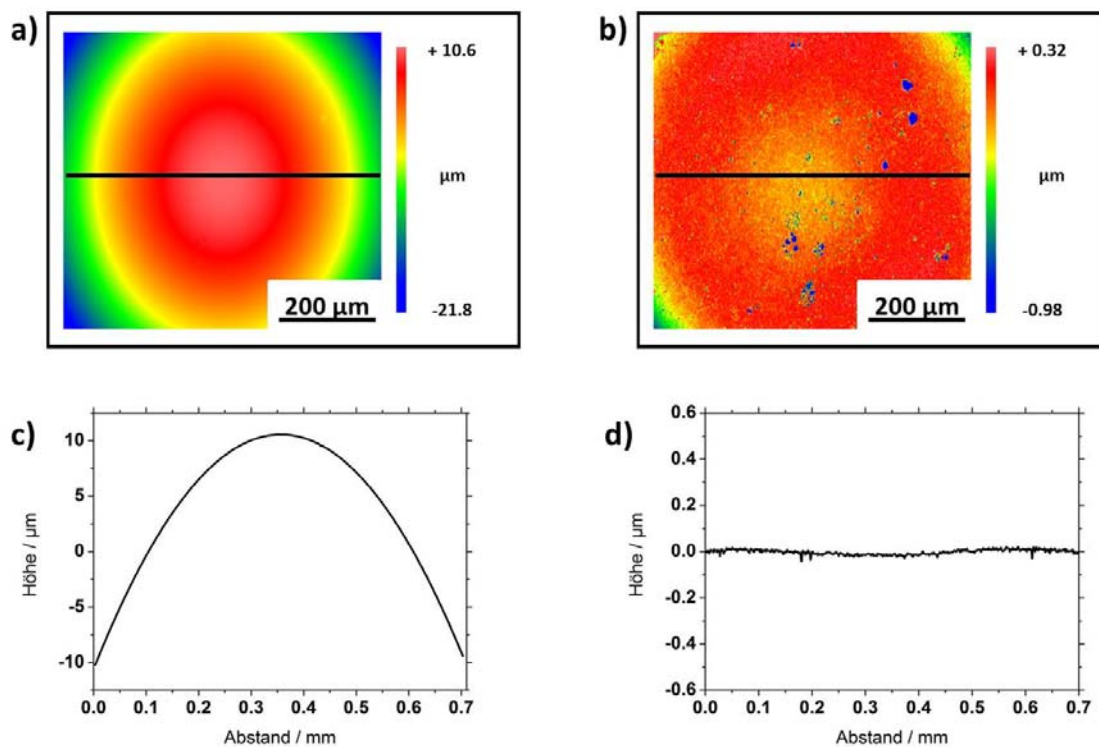


Abbildung 63: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächenbeschaffenheit von Kugel 2 (a) unter Berücksichtigung der entsprechenden Kugelkrümmung und das dazugehörige Querschnittsprofil (c). Durch den numerischen Abzug der Oberflächenkrümmung mit Hilfe der WLI-Software, ergibt sich eine zweidimensionale Darstellung (b) und ein Querschnittsprofil (d) der tatsächlichen Oberflächenrauheit, die einen besseren Eindruck der Oberflächenbeschaffenheit vermitteln. Die Farbskalen in (a) und (b) geben die entsprechende Höheninformation an.

Abbildung 63 illustriert die Oberflächenbeschaffenheit von Kugel 2 mit ausgewählten, zweidimensionalen Darstellungen und dazugehörigen Querschnittsprofilen. In Abbildung 63 c und d ist ersichtlich, dass nahezu keine Unregelmäßigkeiten im Querschnittsprofil für Kugel 2 vorhanden

sind. Nach Abzug der Kugelkrümmung ist in Abbildung 63 c nur eine leichte Welligkeit erkennbar, die allerdings deutlich geringer ausgeprägt ist als bei Kugel 1. Abbildung 62 und Abbildung 63 sowie ein Vergleich der ausgewerteten Oberflächenkennwerte der beiden Kugeln (Tabelle 8) verdeutlichen die bessere Oberflächenqualität von Kugel 2. Die Oberflächenkennwerte R_a und R_q von Kugel 2 sind, verglichen mit den entsprechenden Werten von Kugel 1, um eine Größenordnung kleiner. Folglich kann geschlussfolgert werden, dass sich die Oberflächenrauheit der verwendeten Kugeln maßgeblich voneinander unterscheidet. Dies ist eine essentielle Voraussetzung zur Untersuchung des Einflusses der Oberflächenrauheit auf das resultierende Reibregime und die Übergänge zwischen den einzelnen Reibregimen.

Um den Einfluss der Oberflächenrauheit zu studieren, wurden zunächst Stribeckkurven bei konstanter Ölviskosität (PAO 40) und Normalkraft (1 N) sowie variabler Rotationsgeschwindigkeit aufgenommen. Zur Einstellung reproduzierbarer Testbedingungen wurde eine Ölmenge von 7 ml PAO 40 in den Probenhalter gegeben. Diese Menge ist ausreichend, damit die Probenoberfläche vollständig mit Öl bedeckt und in jedem Experiment die gleiche Schmierfilmhöhe erzeugt wird. Die eingestellten Messparameter zur Aufnahme der Stribeckkurven sind in Tabelle 9 zusammengefasst.

Parameter	Eingestellter Wert
Normalkraft / N	1
Radius / mm	5
Rotationsgeschwindigkeit / rpm	25, 100, 135, 175, 250 und 375
Kugeldurchmesser / mm	6 (100Cr6-Kugel)
Temperatur / °C	25
Relative Luftfeuchtigkeit	45
Ölmenge / ml	7 (PAO 40)

Tabelle 9: Zusammenfassung der Messparameter zur Aufnahme der Stribeckkurven für die beiden Kugeln mit unterschiedlicher Oberflächenrauheit.

Die aufgenommenen Stribeckkurven für die beiden verwendeten Kugeln mit unterschiedlicher Oberflächenrauheit sind in Abbildung 64 dargestellt.

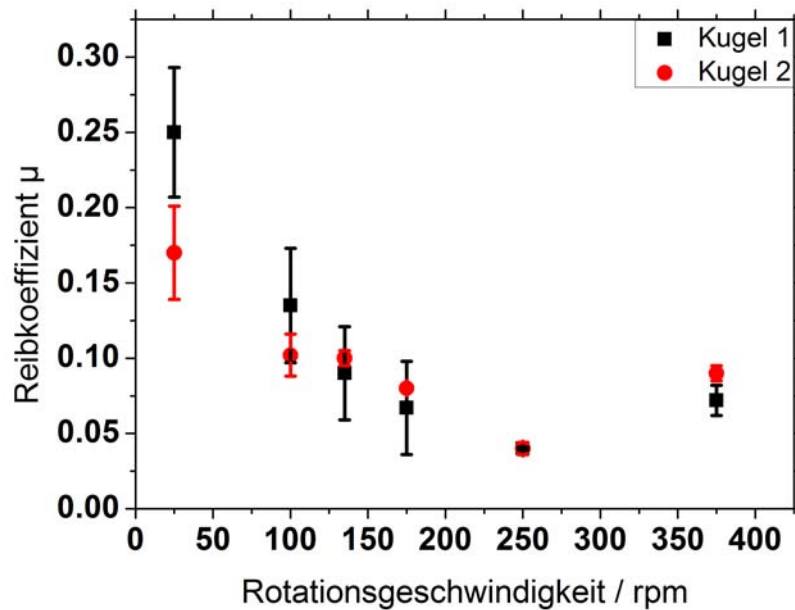


Abbildung 64: Aufgenommene Stribeckkurven für Kugel 1 und Kugel 2 in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit bei konstanter Ölviskosität und Normalkraft. Der aufgetragene Reibkoeffizient entspricht dem Mittelwert aus drei Messungen pro Geschwindigkeit. Auf der x-Achse ist nur die Rotationsgeschwindigkeit aufgetragen, da sowohl die Normalkraft als auch die Ölviskosität für diese Messungen konstant gehalten wurden.

Der dargestellte Verlauf des gemittelten Reibkoeffizienten gegen die eingestellte Rotationsgeschwindigkeit beider Kugeln entspricht einer klassischen Stribeckkurve. Der Reibkoeffizient weist für eine Rotationsgeschwindigkeit von 25 rpm einen Wert von 0.25 für Kugel 1 und 0.17 für Kugel 2 auf. Diese Werte stellen relativ hohe Reibkoeffizienten für geschmierte Kontakte dar und sind deshalb der Grenzreibung zuzuordnen. Unter Grenzreibungsbedingungen liegen typischerweise nur sehr dünne Ölfilme ($\ll 1 \mu\text{m}$) vor, so dass die Belastung vollständig von Rauheitsspitzen getragen und ein nahezu 100 %-iger Festkörpertraganteil erreicht wird. Dies korreliert direkt mit dem entsprechend hohen Reibkoeffizienten in diesem Schmierungsregime [11, 12]. Ein Vergleich der beiden Messungen mit unterschiedlicher Kugel belegt, dass Kugel 1 im Grenzreibungsbereich unter Einbeziehung der Standardabweichungen einen größeren Reibkoeffizienten aufweist. Dies kann mit der größeren Oberflächenrauheit von Kugel 1 erklärt werden, wodurch Verhakungsmöglichkeiten entstehen, die die Relativbewegung behindern. Ein Anstieg in der Rotationsgeschwindigkeit bewirkt eine Vergrößerung der Schmierfilmdicke und folglich eine Verringerung des Reibkoeffizienten, was sich in einem Übergang von Grenz- zu Mischreibung ausdrückt. In diesem Zu-

sammenhang sei angemerkt, dass ab einer Rotationsgeschwindigkeit von 100 rpm keine signifikanten Unterschiede im Reibkoeffizienten beider Messungen zu erkennen sind, da es zu einer partiellen bzw. vollständigen Überlagerung der Fehlerbalken kommt. Durch die Vergrößerung der Schmierfilmdicke wird die Last partiell von den Rauheitsspitzen und dem Schmierfilm getragen, wobei der Traganteil des Schmierfilms mit steigender Rotationsgeschwindigkeit ansteigt. Durch die Verschiebung der Traganteile reduziert sich der Einfluss der Oberflächenrauheit, woraus eine Überlappung der Fehlerbalken resultiert. Weiterhin zeigt Kugel 2 für alle Rotationsgeschwindigkeiten kleine Standardabweichungen, was ebenfalls mit der geringeren Oberflächenrauheit korreliert. Bei einer Rotationsgeschwindigkeit von 250 rpm erreichen beide Kurven einen minimalen Reibkoeffizienten von 0.05, bevor dieser bei einer weiteren Erhöhung der Rotationsgeschwindigkeit wieder leicht ansteigt. Diese Zunahme ist auf den Übergang von Misch- zu hydrodynamischer Reibung zurückzuführen.

Simultan zur Messung des Reibkoeffizienten wurde mit Hilfe des aufgebauten Versuchsstands das elektrische Ausgangssignal zur Bestimmung des Reibregimes und des Festkörpertraganteils aufgezeichnet. Für die elektrischen Messungen wurden folgende Versuchsparameter genutzt, die in Tabelle 10 zusammengefasst sind.

Elektrische Versuchsparameter	Eingestellter Wert
Amplitude / V	2.5
Messfrequenz / Hz	1000
Messzeit / ms	10
Resultierende Datenauflösung / Hz	10^6

Tabelle 10: Zusammenfassung der Versuchsparameter des elektrischen Messstands zur Bestimmung des vorherrschenden Reibregimes und zur Berechnung des Festkörpertraganteils.

Die zeitliche Entwicklung des detektierten Eingangs- und Ausgangssignals ist exemplarisch in Abbildung 65 anhand repräsentativer Verläufe abhängig von der Geschwindigkeit für Kugel 1 dargestellt.

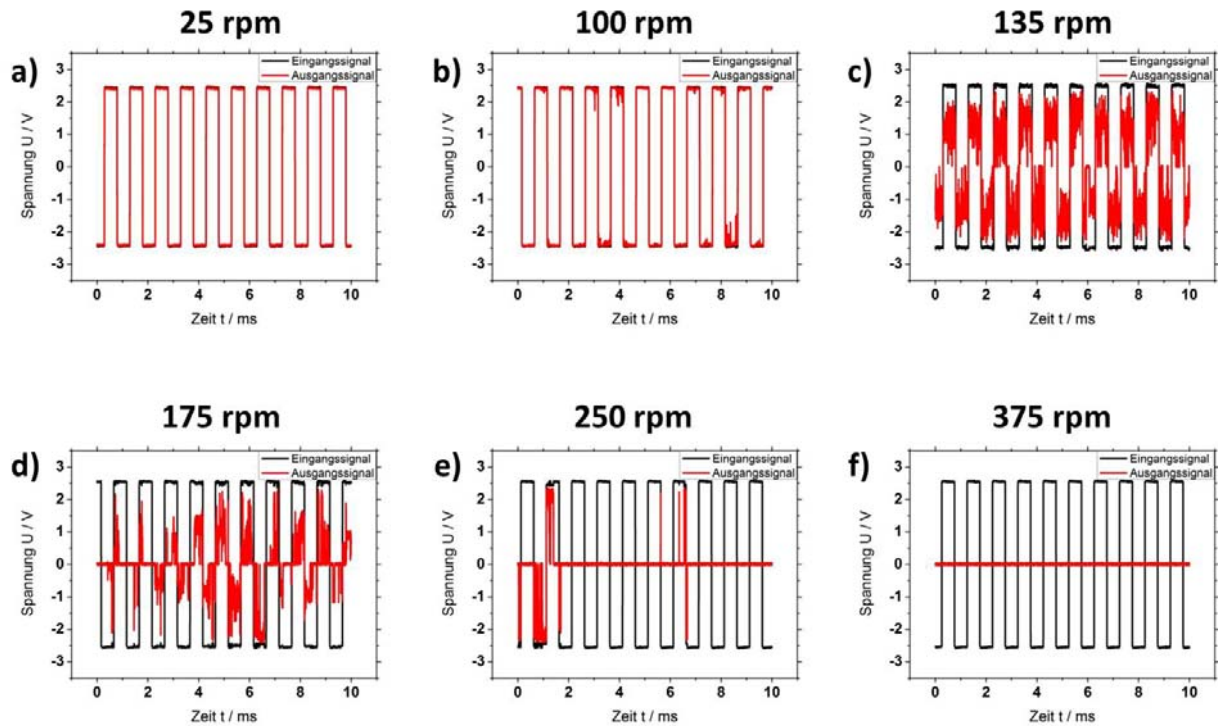


Abbildung 65: Zeitliche Evolution des Eingangs- und Ausgangssignals zwischen Substrat und Kugel 1 in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit. In diesen Abbildungen illustriert die schwarze Kurve das Eingangssignal, wohingegen die in rot dargestellte Kurve dem Ausgangssignal entspricht.

Wie Abbildung 65 a und b entnommen werden kann, ist das elektrische Ausgangssignal für die Rotationsgeschwindigkeiten 25 und 100 rpm nahezu identisch mit dem elektrischen Eingangssignal. Daraus lässt sich folgern, dass bei diesen Geschwindigkeiten kein Ölfilm ausgebildet werden kann, woraus ein nahezu vollständiger Festkörpertraganteil resultiert. Diese Messdaten sind charakteristisch für Grenzreibungsverhältnisse und korrelieren mit dem hohen Reibkoeffizienten, der bei diesen Geschwindigkeiten gemessen wurde. Für eine Rotationsgeschwindigkeit von 135 rpm sind ausgeprägte Einbrüche im elektrischen Ausgangssignal zu beobachten. Aufgrund der steigenden Geschwindigkeit kommt es zur Ausbildung eines Schmierfilms und zu einem Anstieg in der Schmierfilmdicke. Dies bewirkt eine partielle Unterbrechung des elektrischen Kontakts, was in einem fluktuierenden Signal mit elektrischen Einbrüchen resultiert. Ein weiterer Anstieg der Rotationsgeschwindigkeit erhöht die Zahl der elektrischen Einbrüche (Abbildung 65 d und e), bis das elektrische Ausgangssignal einen über die Messzeit konstanten Wert von 0 (Abbildung 65 f) annimmt. Abbildung 65 c, d und e können dem Mischreibungsregime aufgrund der dargestellten elektrischen Einbrüche zugeordnet werden. Diese lassen auf die Bildung eines Schmierfilms schlie-

ßen, der allerdings die beiden Kontaktflächen noch nicht vollständig voneinander separiert. Aus diesem Grund liegen im elektrischen Ausgangssignal sowohl Bereiche mit dem Wert 0, in denen partiell ein Schmierfilm existiert und Bereiche mit einem Wert größer 0 vor, in denen partiell Festkörperkontakt über Rauheitsspitzen vorliegt. Ein Ausgangssignal von 0 über die gesamte Messdauer steht für einen vollständig tragenden, die beiden Kontaktflächen komplett separierenden, Schmierfilm. Der Anstieg des Reibkoeffizienten in Abbildung 64, der typisch für den Übergang von Misch- zu hydrodynamischer Reibung ist, korreliert mit dem verschwindenden elektrischen Ausgangssignal ab einer Rotationsgeschwindigkeit von 375 rpm.

Die zeitliche Evolution des elektrischen Eingangs- und Ausgangssignals in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit für Kugel 2 ist anhand von charakteristischen Kurven in Abbildung 66 exemplarisch dargestellt.

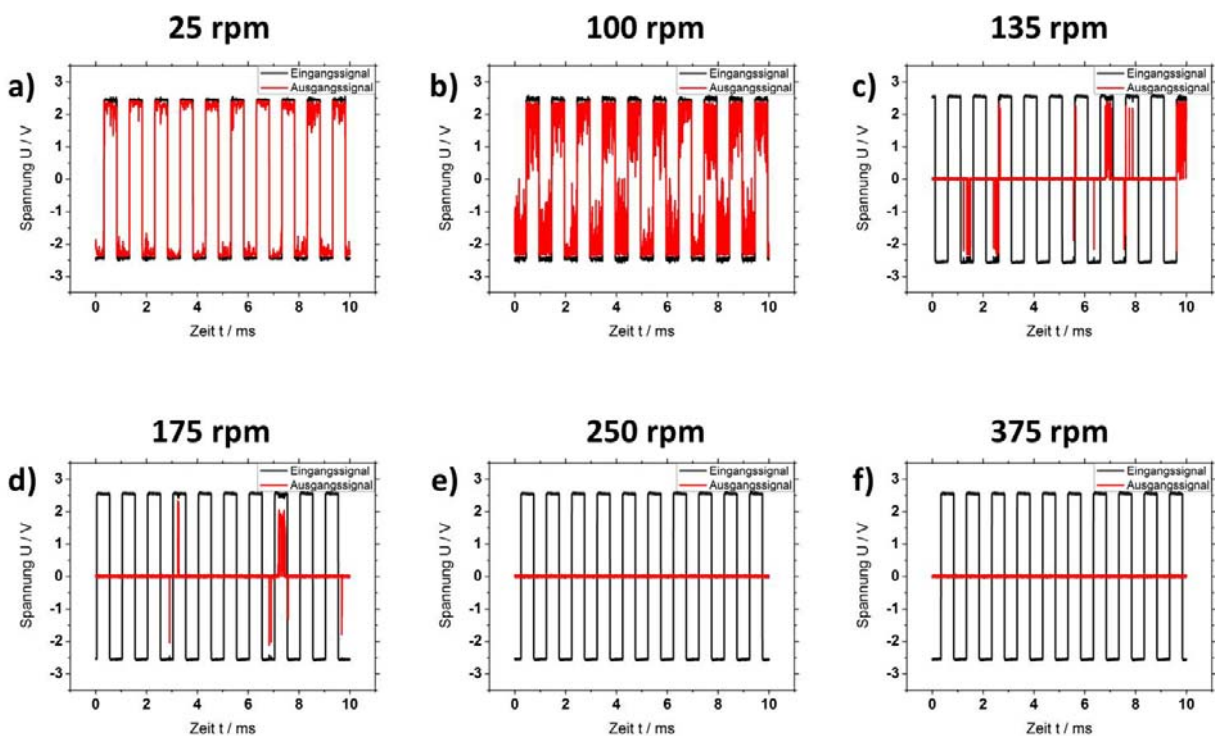


Abbildung 66: Zeitliche Evolution des Eingangs- und Ausgangssignals zwischen Substrat und Kugel 2 in Abhängigkeit der eingestellten Rotationsgeschwindigkeit. In diesen Abbildungen illustriert die schwarze Kurve das Eingangssignal, wohingegen die in rot dargestellte Kurve dem Ausgangssignal entspricht.

Aus Abbildung 66 a wird deutlich, dass für die geringste Rotationsgeschwindigkeit von 25 rpm leichte Fluktuationen im Ausgangssignal sichtbar sind. Diese können einerseits auf dynamische Instabilitäten zurückgeführt werden. Andererseits ist es möglich, dass die Oberflächenbeschaffenheit das elektrische Ausgangssignal beeinflusst. Aufgrund des Kontakts von zwei glatten Körpern kommt es zur Ausbildung von adhäsiven Bindungen. Die Bildung und das Aufbrechen dieser adhäsiven Bindungen können ebenfalls zu den gemessenen Fluktuationen beitragen. Weiterhin wurden bei einer Rotationsgeschwindigkeit von 100 rpm (Abbildung 66 b) erste Einbrüche im elektrischen Ausgangssignal detektiert. Ein weiterer Anstieg der Geschwindigkeit auf 135 rpm führt zu einer signifikanten Änderung des elektrischen Ausgangssignals, da nur noch vereinzelt ein Signal gemessen werden kann. Diese Änderung impliziert, dass sich ein Schmierfilm zwischen den tribologischen Kontaktpartnern gebildet hat, der den überwiegenden Anteil der Normalkraft trägt. Schon bei dieser Geschwindigkeit wird nur noch ein geringer Festkörpertraganteil erwartet. Dieser Anteil verringert sich bei einer Rotationsgeschwindigkeit von 175 rpm noch weiter (Abbildung 66 d). Ab 250 rpm kann kein elektrisches Ausgangssignal mehr detektiert werden (Abbildung 66 e und f), da das System vom Mischreibungszustand in den hydrodynamischen Zustand übergegangen ist. Der Übergang von Grenz- zu Mischreibung und von Misch- zu hydrodynamischer Reibung ist, verglichen mit Kugel 1, zu kleineren Rotationsgeschwindigkeiten verschoben. Dies ist wiederum mit der Oberflächenrauheit der beiden Kugeln zu erklären. Kugel 2 hat eine 10-fach geringere Rauheit, so dass diese Kontaktpaarung auch eine geringere kombinierte Oberflächenrauheit aufweist. Die resultierende Schmierfilmdicke im Tribokontakt hängt bei konstant gehaltener Viskosität und Normalkraft maßgeblich von der Relativgeschwindigkeit ab. Ein Anstieg der Relativgeschwindigkeit bewirkt eine Erhöhung der Schmierfilmdicke. Für das Substrat in Kontakt mit Kugel 2, die eine geringere Oberflächenrauheit aufweist, reicht somit eine geringere Relativgeschwindigkeit aus, um den Übergang in den Reibregimen zu induzieren.

Zur quantitativen Analyse der aufgenommenen Eingangs- und Ausgangssignale der tribologischen Messungen mit Kugel 1 und Kugel 2 wurde der Festkörpertraganteil über eine integrale Auswertung, gemäß Gleichung 5-12, berechnet. Die berechneten Ergebnisse für diese Messungen sind in Tabelle 11 zusammengefasst. In dieser Tabelle werden auch die Referenzwerte des statischen Kontakts (0 rpm) für diese Messungen aufgelistet.

Rotationsgeschwindigkeit / rpm	Festkörpertraganteil Kugel 1 / %	Festkörpertraganteil Kugel 2 / %
0	99.1 ± 0.01	99.9 ± 0.01
25	95.9 ± 3.6	88.5 ± 2.4
100	99.1 ± 5.5	82.9 ± 3.4
135	45.1 ± 3.3	4.3 ± 1.2
175	22.6 ± 9.1	3.8 ± 0.9
250	0.9 ± 0.1	0.4 ± 0.02
375	0.4 ± 0.04	0.2 ± 0.01

Tabelle 11: Berechneter Festkörpertraganteil für die tribologischen Messungen mit Substrat und Kugel 1 bzw. Kugel 2 in Abhängigkeit der eingestellten Rotationsgeschwindigkeit. Weiterhin wurden für den statischen Kontakt bei 0 rpm die Festkörpertraganteile beider Kugeln berechnet.

Zur Illustration der integralen Auswertung werden die Ergebnisse aus Tabelle 11 in Abbildung 67 gegen die Rotationsgeschwindigkeit aufgetragen.

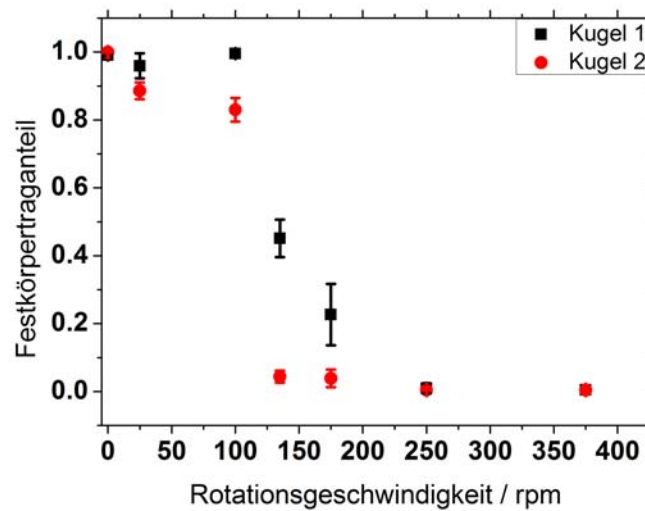


Abbildung 67: Berechneter Festkörpertraganteil für den Kontakt zwischen dem Substrat und Kugel 1 bzw. Kugel 2 als Funktion der Rotationsgeschwindigkeit.

Aus Abbildung 67 und Tabelle 11 ist ersichtlich, dass der Festkörpertraganteil für beide Kugeln im statischen Fall bei über 99 % liegt. Für Rotationsgeschwindigkeiten von 25 und 100 rpm ver-

bleibt der Festkörpertraganteil für Kugel 1 bei über 95 %, wohingegen im Fall von Kugel 2 in diesem Geschwindigkeitsbereich eine leichte Reduktion des Festkörpertraganteils beobachtet werden kann. Die Entwicklung des Festkörpertraganteils bei Kugel 1 weist bei steigender Rotationsgeschwindigkeit eine allmähliche Abnahme des Festkörpertraganteils auf. Für die tribologischen Messungen mit Substrat und Kugel 2 ist ein unterschiedliches Verhalten mit einer signifikanten Abnahme des Festkörpertraganteils von 82.9 % bei 100 rpm auf 4.3% bei 135 rpm erkennbar. Ein weiterer Anstieg in der Rotationsgeschwindigkeit führt zu einer weiteren leichten Abnahme bis schließlich ein Festkörperanteil von 0 % erreicht wird. In diesem Zusammenhang sei angemerkt, dass ab einer Rotationsgeschwindigkeit von 250 rpm die Festkörpertraganteile beider Kugeln nahezu identisch sind und fast 0 % betragen. Ferner ist in Abbildung 67 auch zu erkennen, dass der Übergang von Grenz- zu Mischreibung und von Misch- zu hydrodynamischer Reibung für die Kombination von Substrat und Kugel 2 zu kleineren Rotationsgeschwindigkeiten verschoben ist.

Nach den tribologischen Messungen zur Bestimmung des Reibkoeffizienten und des Festkörpertraganteils wurden mit Hilfe des WLIs die entsprechenden Verschleißspuren untersucht. Exemplarisch werden in Abbildung 68 die Verschleißspuren bei 25 rpm für Kugel 1 und Kugel 2 verglichen.

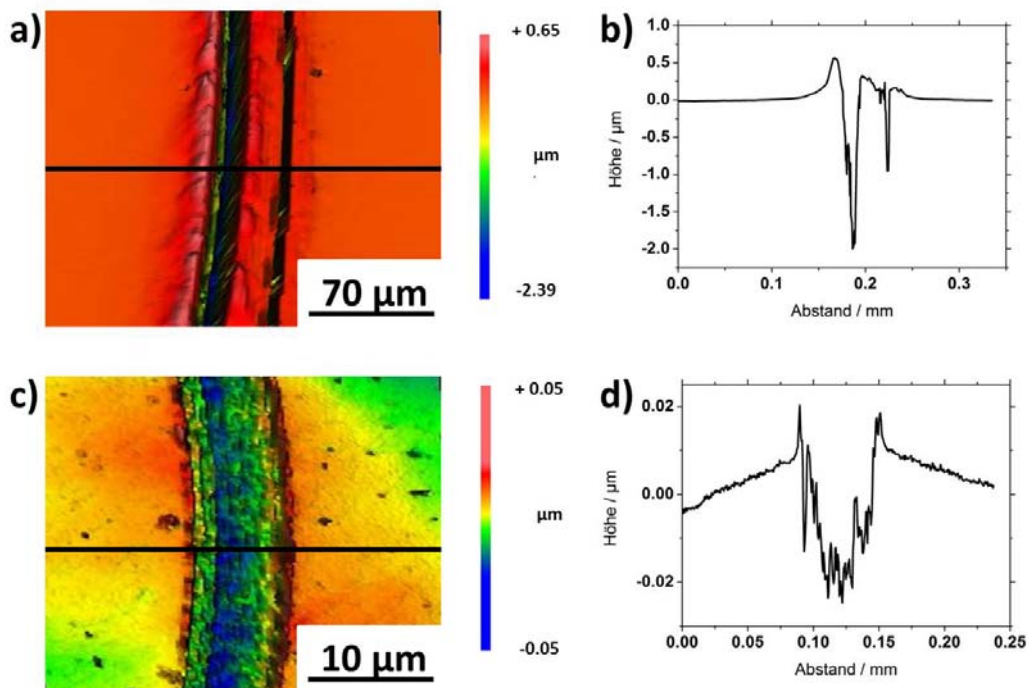


Abbildung 68: Dreidimensionale Darstellung sowie Profilschnittdarstellung einer charakteristischen Verschleißspur des Substrats für den Kontakt zwischen Substrat und Kugel 1 (a und b) bzw. Kugel 2 (c und d) bei einer Rotationsgeschwindigkeit von 25 rpm.

Abbildung 68 veranschaulicht, dass die Verschleißspur auf dem Substrat für tribologische Experimente mit Kugel 1 stärker ausgeprägt ist. Sowohl die Breite als auch die Tiefe der resultierenden Verschleißspur sind für Messungen mit Kugel 1 deutlich größer. Da Kugel 1 eine größere Oberflächenrauheit besitzt, entstehen bei diesen Experimenten mehr Verhakungsmöglichkeiten. Dies führt zu verstärkter plastischer Deformation und einer größeren abrasiven Komponente. Die Verschleißspur bei den Messungen mit Kugel 2 ist schwächer ausgeprägt und zeigt ein gleichmäßigeres Profil über die gesamte Verschleißspurbreite. Dies ist auf die geringere Oberflächenrauheit zurückzuführen. Aufgrund der Oberflächenbeschaffenheit von Kugel 2 können in diesem Fall adhäsive Effekte eine Rolle spielen. Denkbar ist, dass die Energie nicht in Form von plastischer Deformation und Abrasion dissipiert wird, sondern vielmehr zum Aufbrechen von adhäsiven Bindungen genutzt wird.

Zur Verdeutlichung des Verschleißverhaltens wurde für jede Rotationsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der verwendeten Kugel der resultierende Verschleißkoeffizient berechnet. Diese Ergebnisse sind in Abbildung 69 dargestellt.

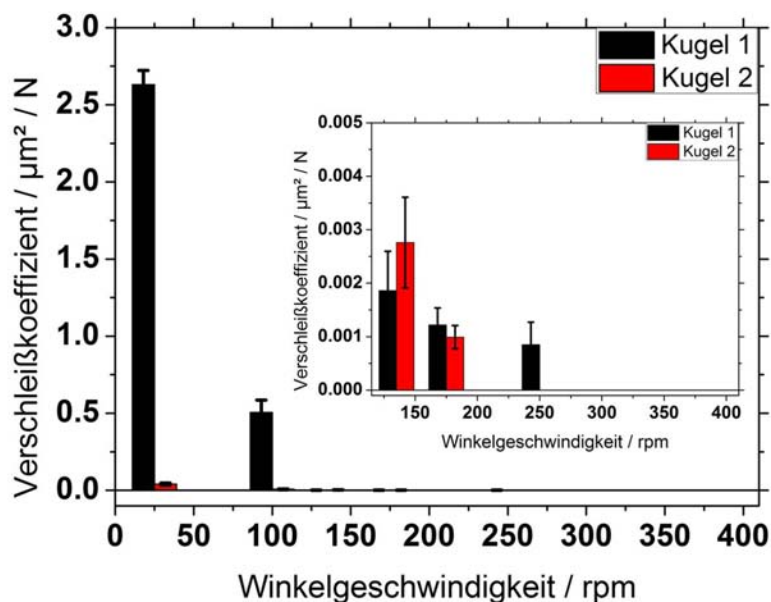


Abbildung 69: Verschleißkoeffizient als Funktion der Rotationsgeschwindigkeit für die tribologischen Experimente zwischen Substrat und Kugel 1 bzw. Kugel 2 mit dazugehörigen Standardabweichungen, die gemäß der Gauß'schen Fehlerfortpflanzung berechnet wurden. Da sich die Verschleißkoeffizienten der einzelnen Rotationsgeschwindigkeiten um drei Größenordnungen unterscheiden, wurde zur besseren Illustration der Ergebnisse ab 135 rpm eine verkleinerte, reduzierte Darstellung in das Diagramm hinzugefügt.

Zur Bestimmung des in Abbildung 69 dargestellten Verschleißkoeffizienten wurde zunächst mittels WLI das Verschleißvolumen bestimmt. In diesem Zusammenhang wird für das Verschleißprofil die Fläche eines Kreissegments zugrunde gelegt und anschließend diese Fläche mit der Länge der Verschleißspur multipliziert. Durch eine Normierung des bestimmten Verschleißvolumens auf den zurückgelegten Weg und die Normalkraft wird der Verschleißkoeffizient berechnet. Generell ist anzumerken, dass sich die Verschleißkoeffizienten in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit um drei Größenordnungen unterscheiden. Aus diesem Grund wurde eine kombinierte Darstellung in Abbildung 69 gewählt, um auch die ermittelten Werte für größere Rotationsgeschwindigkeiten zu veranschaulichen. Weiterhin ist aus Abbildung 69 ersichtlich, dass im Bereich kleiner Rotationsgeschwindigkeiten (25 und 100 rpm) deutliche Unterschiede zwischen den resultierenden Verschleißkoeffizienten existieren. Diese Geschwindigkeiten sind gemäß Abbildung 64 und Abbildung 67 der Grenzreibung bzw. dem Übergang von Grenz- zu Mischreibung zuzuordnen, weshalb hauptsächlich ein dünner Schmierfilm bei diesen Geschwindigkeiten vorliegt. Für die Kombination aus Substrat und Kugel 1 mit ausgeprägter Oberflächenrauheit reicht diese Schmierfilmdicke nicht aus, um Festkörperkontakt zu vermeiden, die Kontaktflächen zu separieren und eine Tragfähigkeit des Schmierfilms zu generieren. Aus den genannten Gründen kommt es bei Experimenten mit Kugel 1 zu starken Wechselwirkungen zwischen dem Substrat und Kugel 1, was ein erhöhtes Verschleißvolumen bzw. einen erhöhten Verschleißkoeffizienten hervorruft. Diese Ergebnisse korrelieren direkt mit den berechneten Werten des Festkörpertraganteils (Abbildung 67 und Tabelle 11) für Kugel 1, die für dieses Geschwindigkeitsregime einen Festkörpertraganteil von mindestens 95 % evaluiert haben. Da die Versuchsparameter konstant gehalten wurden, ist die resultierende Schmierfilmdicke bei den Experimenten mit Kugel 2 für 25 und 100 rpm nahezu identisch. Aufgrund der reduzierten Oberflächenrauheit von Kugel 2 reicht die Schmierfilmdicke zur Reduktion des Festkörpertraganteils aus. Diese Reduktion und ein potentiell unterschiedlicher Verschleißmechanismus führen zu einem deutlich verringerten Verschleißkoeffizienten bei Kugel 2. Unter Mischreibungsbedingungen (Rotationsgeschwindigkeit zwischen 135 und 175 rpm) sind keine signifikanten Unterschiede im Verschleißkoeffizienten zu erkennen, da sich die Fehlerbalken partiell überlagern. Für eine Rotationsgeschwindigkeit von 250 rpm belegt Abbildung 69, dass für Messungen mit Kugel 1 immer noch ein Verschleißkoeffizient bestimmt werden kann, wohingegen der Verschleißkoeffizient von Kugel 2 null ist. Dies ist auf einen früheren Übergang von Misch- zu hydrodynamischer Reibung für Messungen mit Kugel 2 zurückzuführen und korreliert direkt mit den elektrischen

Ausgangssignalen, die in Abbildung 65 und Abbildung 66 dargestellt sind. Abschließend lässt sich konstatieren, dass auch mit Hilfe des Verschleißkoeffizienten festgestellt werden kann, dass im Fall einer geringeren kombinierten Oberflächenrauheit die Übergänge von Grenz- zu Mischreibung und von Misch- zu hydrodynamischer Reibung zu kleineren Geschwindigkeiten verschoben sind. Weiterhin konnten in diesen Messungen eine gute Korrelation der Stribeckkurven und des resultierenden Verschleißkoeffizienten mit dem Festkörpertraganteil sowie dem Ausgangssignal des elektrischen Messstands nachgewiesen werden.

5.2.3 Tribologische Untersuchungen an unstrukturierten und laser-strukturierten Oberflächen

In diesem Unterkapitel werden die Ergebnisse der tribologischen Messungen unter Mischreibungsbedingungen an laser-strukturierten Oberflächen und Referenzproben vergleichend dargestellt und diskutiert. Um einen Vergleich der un- und laser-strukturierten Proben zu gewährleisten, muss die eingestellte Schmierfilmdicke für beide Probenzustände identisch sein, da bei einer unterschiedlichen Schmierfilmdicke das Reibregime und die tribologischen Eigenschaften im Kontaktbereich variieren können. Zur Einstellung einer definierten Schmierfilmdicke wurde das Verfahren des Spincoating genutzt. Nach der Applikation einer definierten Menge an Schmieröl wird die Probe mit einer bestimmten Geschwindigkeit in Rotation versetzt. Folglich bildet sich unter den wirkenden Zentrifugalkräften ein homogener Schmierfilm mit einer definierten Dicke aus. Dieser kann mittels WLI charakterisiert werden, da es sich bei diesem Schmierfilm um einen semi-transparenten Film handelt, welcher einerseits eine Grenzfläche Öl-Luft und andererseits eine Grenzfläche Öl-Stahlsubstrat aufweist. Folglich werden bei der Beleuchtung mit weißem Licht an beiden Grenzflächen zwei Interferenzspektren vom Detektor aufgenommen. Das erste Interferenzspektrum wird genutzt, um die Oberfläche des Schmierfilms abzubilden. Aus dem Laufzeitunterschied der beiden detektierten Signale kann eine Filmdickenverteilung über die gemessene Fläche ermittelt werden. Die Filmdickenverteilung ist ein entscheidendes Maß zur Beurteilung der Homogenität der erzeugten Schmierfilme. In Abbildung 70 ist sowohl die Oberfläche des Schmierfilms als auch die berechnete Schmierfilmdickenverteilung für eine unstrukturierte Edelstahloberfläche dargestellt.

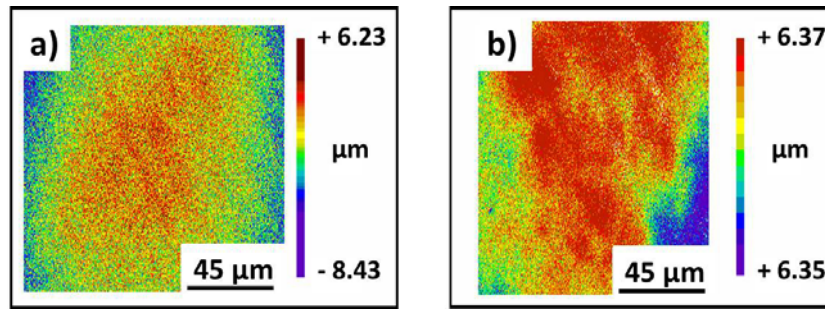


Abbildung 70: Exemplarische Darstellung der resultierenden Schmierfilmoberfläche (a) und der Schmierfilmdickenverteilung (b), die mittels WLI für semi-transparente Filme bestimmt werden können. Auf die Edelstahloberfläche wurden 50 µl PAO 40 für eine Zeit von 90 s bei einer Rotationsgeschwindigkeit von 100 rps verteilt.

Abbildung 70 b veranschaulicht die Verteilung des Schmierfilms auf einer Edelstahloberfläche im Fall einer Ölmenge von 50 µl, einer Rotationsgeschwindigkeit von 100 rps und einer Spincoating-Zeit von 90 s. Weiterhin ist ersichtlich, dass die Abweichung in der Schmierfilmdicke maximal 20 nm beträgt. Daraus resultiert, dass der Ölfilm eine homogene Verteilung über den gesamten Messbereich und eine mittlere, optische Filmdicke von 6.36 µm aufweist. Die optische Filmdicke muss zur Bestimmung der physikalischen Filmdicke durch den Brechungsindex des Öls dividiert werden. Mit dieser Methode kann folglich die initiale Schmierfilmdicke (physikalische Filmdicke) zu Beginn des tribologischen Experiments reproduzierbar eingestellt werden. Zunächst wurden Kalibrationskurven aufgenommen, um die Abhängigkeit der resultierenden Schmierfilmdicke von der Ölmenge, Rotationsgeschwindigkeit und Spincoating-Zeit zu ermitteln. Diese sind in Abbildung 71 zusammenfassend dargestellt.

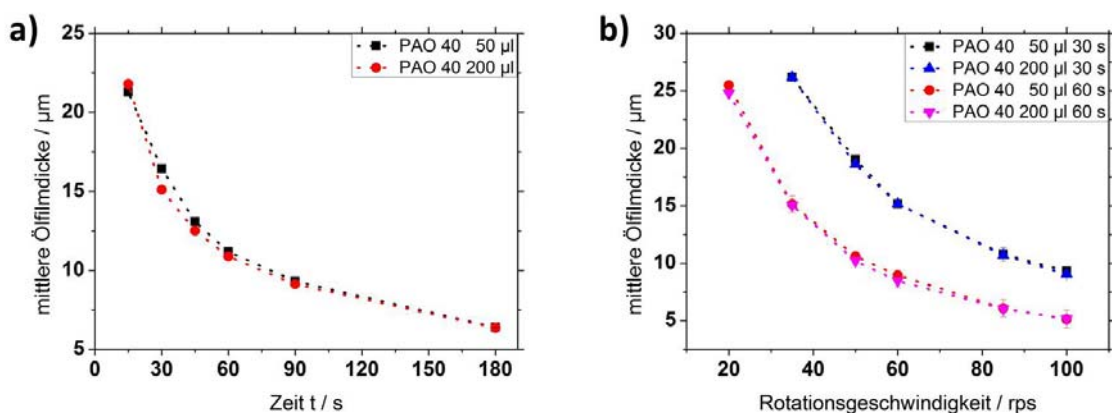


Abbildung 71: Aufgenommene Kalibrationskurven zur Bestimmung der mittleren Schmierfilmdicke in Abhängigkeit Rotationsgeschwindigkeit (a), der Spincoating-Zeit und der Ölmenge (b).

Abbildung 71 a zeigt die zeitliche Evolution der Schmierfilmdicke in Abhängigkeit der initialen Ölmenge bei konstanter Ölviskosität und konstanter Rotationsgeschwindigkeit (80 rps). Es ist ein monoton abnehmendes Verhalten der Schmierfilmdicke als Funktion der Spincoating-Zeit ersichtlich, wohingegen keine ausgeprägte Abhängigkeit von der Ölmenge erkennbar ist. Dieses Ergebnis wird von Abbildung 71 b unterstützt, welche die Abhängigkeit der Filmdicke von der Ölmenge und Spincoating-Zeit darstellt. Ein Vergleich der Messungen mit unterschiedlichen initialen Ölmengen (50 und 200 μl) bei konstanter Spincoating-Zeit zeigt keine signifikanten Unterschiede in der ermittelten Schmierfilmdicke. Aus diesen beiden Diagrammen kann geschlussfolgert werden, dass die resultierende Schmierfilmdicke von der entsprechenden Spincoating-Zeit, aber nicht von der initialen Ölmenge, die auf die Probe appliziert wird, abhängt.

Zur Untersuchung der tribologischen Eigenschaften unter Mischreibungsbedingungen wurden polierte Referenzoberflächen und laser-strukturierte Proben verwendet. Nach der ersten Interferenzstrukturierung mit Hilfe von zwei Laserstrahlen wird die Probe um 90° gedreht und ein weiteres Linienmuster überlagert. Folglich weisen die laser-strukturierten Oberflächen ein Kreuzmuster auf, wobei zwei unterschiedliche Periodizitäten (6 und 9 μm) mit einer durchschnittlichen Strukturtiefe von ca. 1 μm eingestellt wurden. Die Auswahl von Kreuzmustern basiert auf der Tatsache, dass eine Kreuzstrukturierung zur Ausbildung von geschlossenen Schmiertaschen führt, in welchen Schmieröl und Verschleißpartikel gespeichert sowie ein zusätzlicher hydrodynamischer Druck aufgebaut werden können. Im Rahmen einer Diplomarbeit [33] konnte gezeigt werden, dass sich kleine Periodizitäten positiv auf die Eigenschaften unter Mischreibungsbedingungen, insbesondere auf die Verlängerung der Ölfilmlebensdauer und die Notlaufeigenschaften, auswirken. Allerdings fehlt in dieser Diplomarbeit eine direkte Verknüpfung der tribologisch ermittelten Daten mit der Ölfilmdicke. Mittels Spincoating soll für alle getesteten Proben eine definierte, vergleichbare Ölfilmdicke eingestellt und mit Hilfe des neu entwickelten Versuchsstands ein tieferes Verständnis der ablaufenden Prozesse im Tribokontakt zur Interpretation der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten erlangt werden. Ein weiteres Kriterium bei der Auswahl der Strukturparameter stellt die Homogenität der erzeugten Oberflächenstrukturen dar. Periodizitäten von 6 und 9 μm lassen sich homogen herstellen, da keine bzw. nur eine geringe Interaktion der benachbarten Intensitätsmaxima vorliegt und somit der laterale Wärmefluss nicht zu einem Verschmelzen benachbarter Bereiche führt [58]. Für diese Perioden ist allerdings die Schmelzbaddynamik ausreichend, so dass sich die Schmelzfronten zweier benachbarter Intensitätsmaxima auf mittlerem Weg treffen

und ein gemeinsames Topographiemaximum bilden. Somit kann die Ausbildung von Doppelmaxima, die eine Verringerung der Homogenität bewirken, vermieden werden [58]. Die Auswahl dieser Strukturparameter wird ebenfalls durch unterschiedliche Studien unterstützt, die unter Mischreibungsbedingungen kleine Strukturabstände und -tiefen als besonders vorteilhaft einschätzen [19, 24, 28, 210, 215, 228].

Nach der Oberflächenstrukturierung wurden die hergestellten Proben mittels WLI bezüglich ihrer Oberflächenbeschaffenheit und Homogenität untersucht. Abbildung 72 stellt diese Ergebnisse für eine Kreuzstruktur mit einer Periode von 6 μm dar.

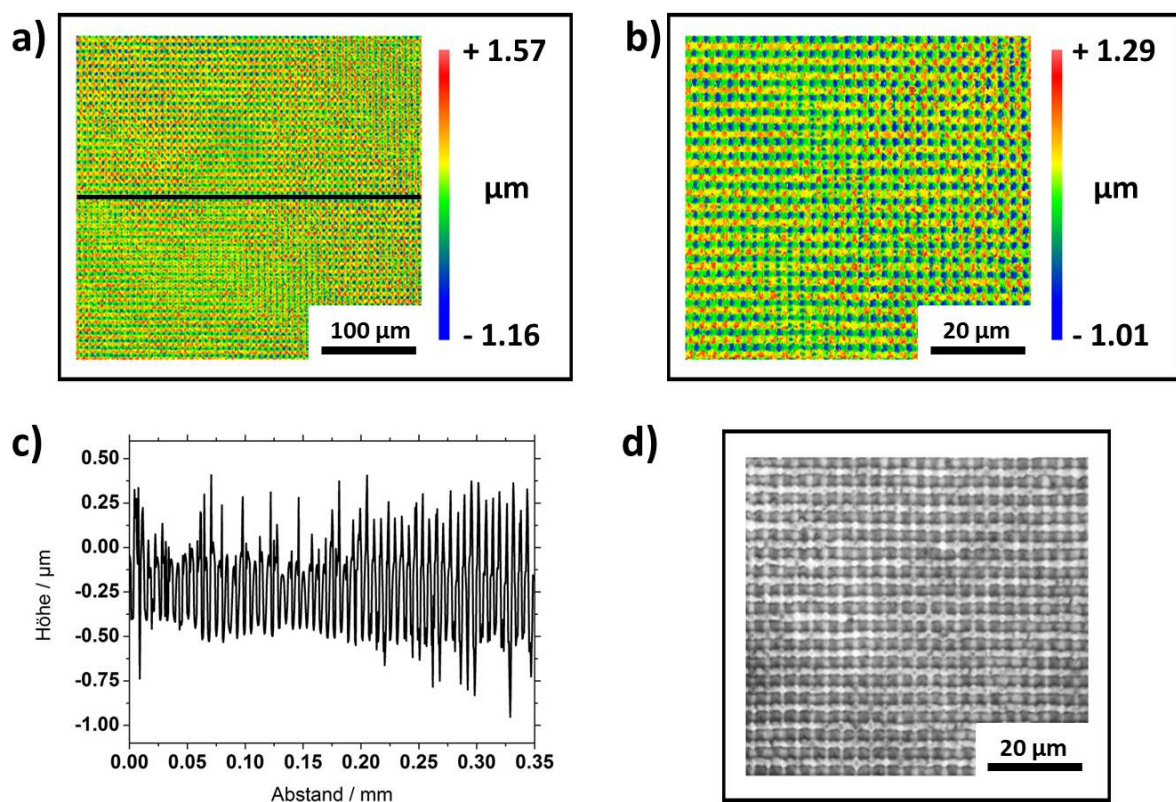


Abbildung 72: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der hergestellten Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 6 μm auf dem tribologischen Grundkörper. Die Farbskalen geben die entsprechende Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme (d) dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.

Abbildung 72 belegt durch zweidimensionale Darstellungen (a und b) sowie eine lichtmikroskopische Aufnahme (d), dass die Laserstruktur großflächig homogen auf dem Stahlsubstrat erzeugt wurde. Die lichtmikroskopische Aufnahme verdeutlicht die Ausbildung einer Kreuzstruktur, wohin-

gegen in den zweidimensionalen Darstellungen des WLIs die Entstehung von geschlossenen Schmiertaschen durch die inkludierten Farbskalen nachvollzogen werden kann. Das in Abbildung 72 c dargestellte Querschnittsprofil zeigt einen charakteristischen Ausschnitt der erzeugten Oberflächentopographie. In diesem Profil ist eine leicht inhomogene Höhenverteilung bei einer durchschnittlichen Strukturtiefe von ca. 1 μm zu erkennen, wobei allerdings die Erzeugung von Doppelmaxima vermieden wurde.

Eine äquivalente Oberflächencharakterisierung mittels WLI wurde auch für die Kreuzstruktur mit einer Periode von 9 μm durchgeführt und ist in Abbildung 73 dargestellt.

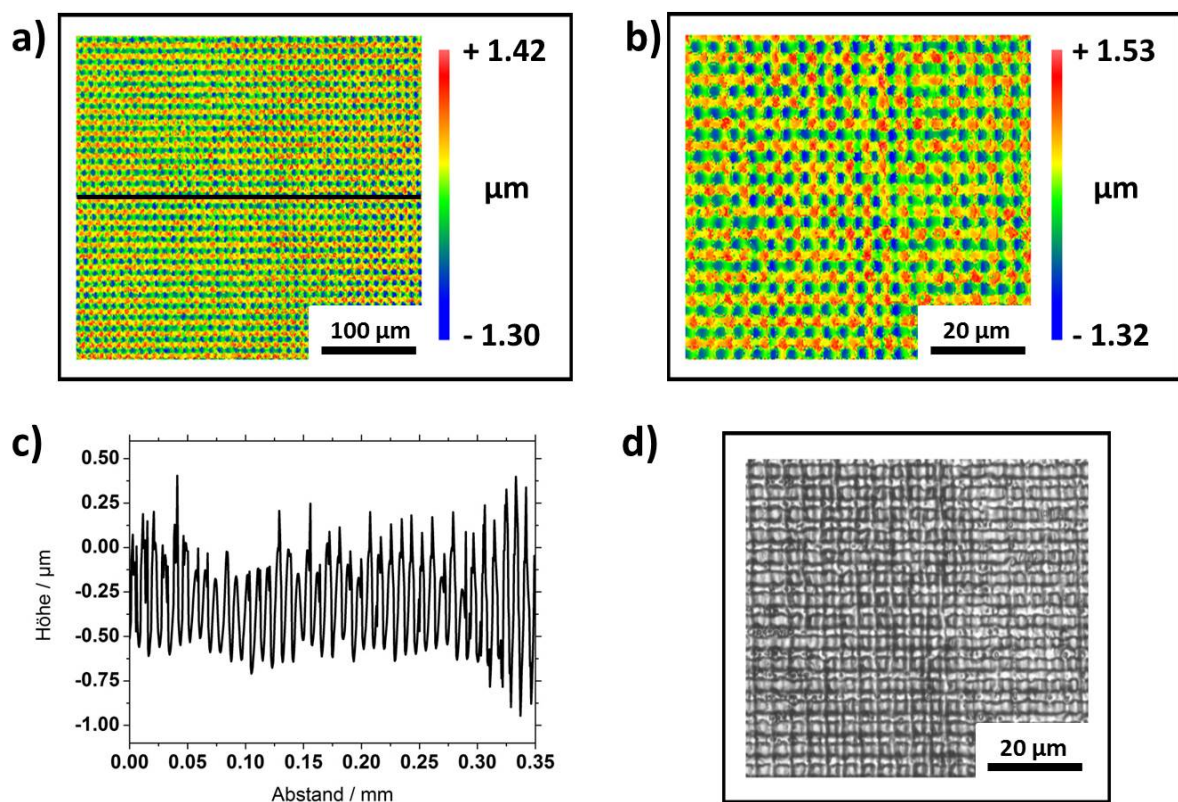


Abbildung 73: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der hergestellten Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 9 μm auf dem tribologischen Grundkörper. Die Farbskalen geben die entsprechende Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme (d) dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.

Abbildung 73 stellt das Strukturierungsergebnis im Fall einer Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 9 μm dar, welches eine homogene Höhenverteilung (Abbildung 73 c) aufweist. Die erzielte durchschnittliche Strukturtiefe beträgt ca. 1 μm und ist somit direkt vergleichbar mit der Struktur-

tiefe der anderen Kreuzstruktur. Weiterhin ist in Abbildung 73 a, b und d ein großflächig homogenes Strukturierungsergebnis zu erkennen. Abschließend ist festzuhalten, dass beide erzeugten Kreuzmuster homogen mit einer vergleichbaren Strukturtiefe und unterschiedlicher Periodizität hergestellt wurden. Dies erlaubt einen direkten Vergleich der tribologischen Eigenschaften der laser-strukturierten Proben mit polierten Referenzoberflächen bei konstanter Ölfilmdicke und konstanten Versuchsbedingungen.

Zur detaillierten Beschreibung der Oberflächenbeschaffenheit nach der Laserstrukturierung werden die laser-strukturierten Proben mittels WLI anhand ausgewählter Oberflächenkennwerte (vgl. Kapitel 3.2) charakterisiert. Die ermittelten Kennwerte werden neben der Beschreibung der laser-strukturierten Oberflächen auch für eine Korrelation mit den resultierenden tribologischen Eigenschaften genutzt und sind in Tabelle 12 dargestellt.

Probe	PV / μm	R_a / μm	R_q / μm	H / nm	R_{sk}	R_k / μm	R_{vk} / nm	R_{pk} / nm
Referenz	$0.3 \pm$	$0.003 \pm$	$0.004 \pm$	$8.2 \pm$	$-0.96 \pm$	$7.5 \pm$	4.1 ± 1.6	3.4 ± 1.1
	0.01	0.001	0.001	1.5	0.15	2.4		
Kreuzmuster 6 μm	$2.73 \pm$	$0.25 \pm$	$0.29 \pm$	$958 \pm$	$-0.07 \pm$	$827 \pm$	301 ± 49	271 ± 69
	0.33	0.02	0.05	106	0.04	71		
Kreuzmuster 9 μm	$2.49 \pm$	$0.27 \pm$	$0.33 \pm$	$1003 \pm$	$-0.07 \pm$	$891 \pm$	261 ± 10	228 ± 38
	0.14	0.01	0.01	32	0.03	46		

Tabelle 12: Vergleichende Gegenüberstellung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte für die polierte Referenzoberfläche und die laser-strukturierten Proben mit unterschiedlicher Periodizität.

Ein Vergleich der in Tabelle 12 dargestellten Oberflächenkennwerte verdeutlicht, dass durch die Laserstrukturierung eine Aufrauhung der Oberfläche und ein Anstieg in den Oberflächenkennwerten (ausgenommen R_{sk}) induziert werden. Die „Swedish Height“ wurde zur Auswertung der Strukturtiefe herangezogen und weist einen Wert von ca. 1 μm auf. Dies stimmt mit der aus den Profilschnittdarstellungen (Abbildung 72 c und Abbildung 73 c) ermittelten Strukturturen überein. Weiterhin lässt sich festhalten, dass unter Einbeziehung der angegebenen Standardabweichung in allen Kennwerten kein signifikanter Unterschied für die Kreuzmuster mit unterschiedlicher Periodizität zu erkennen ist. Somit lässt sich folgern, dass die Oberflächenbeschaffenheit der laser-

strukturierten Oberflächen vergleichbar ist. Dies stellt eine wichtige Voraussetzung für den Vergleich der tribologischen Messungen bei konstanter Schmierfilmdicke und Versuchsparameter dar.

Um sicherzustellen, dass für die Referenzproben und laser-strukturierten Oberflächen die gleiche Ölfilmdicke eingestellt werden kann, wurde für die Kreuzmuster mit 6 und 9 μm Periode ebenfalls die initiale Ölfilmdicke in Abhängigkeit der Ölmenge, der Spincoating-Zeit und der Rotationsgeschwindigkeit kalibriert. Die ermittelten Werte wurden mit der Ölfilmdicke einer äquivalenten, polierten Referenzprobe verglichen. Diese Ergebnisse sind in Abbildung 74 dargestellt.

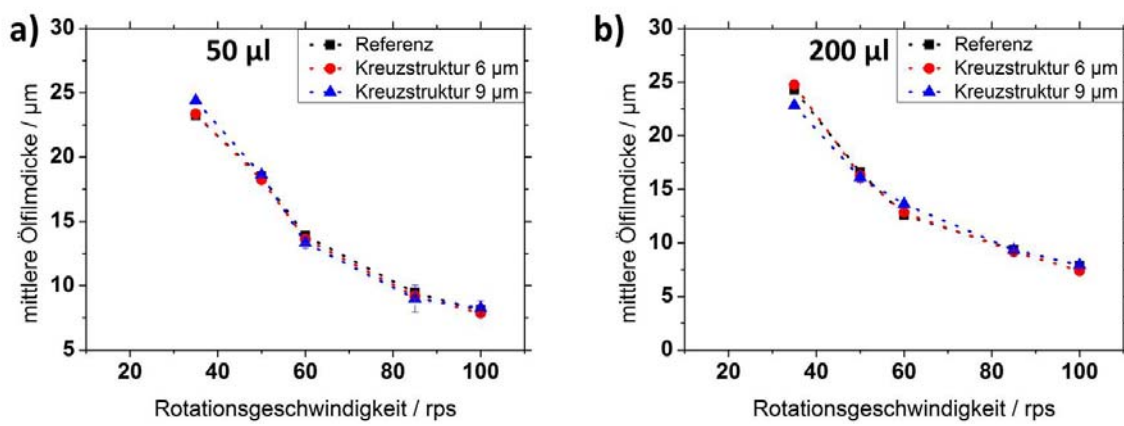


Abbildung 74: Vergleich der mittleren Ölfilmdicke im Fall einer polierten Referenzoberfläche sowie zweier Kreuzmuster mit einer Periodizität von 6 und 9 μm für eine Ölmenge von 50 μl (a) und 200 μl (b) in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit.

In Abbildung 74 werden die mittleren Ölfilmdicken der polierten Referenz und der laser-strukturierten Proben für zwei verschiedene, initiale Ölmenge (50 und 200 μl) vergleichend gegenübergestellt. Aus diesen Diagrammen können, unabhängig von der verwendeten Ölmenge, keine ausgeprägten Unterschiede in der resultierenden Ölfilmdicke abgeleitet werden. Durch eine exemplarische Abschätzung des in den geschlossenen Schmiertaschen gespeicherten Ölvolumens für eine Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 6 μm sollen die Ergebnisse aus Abbildung 74 überprüft werden. Diese Abschätzung ist als eine obere Grenze zu verstehen, da alle abgeschätzten Daten aufgerundet wurden. Basierend auf WLI-Daten kann das Volumen einer einzelnen geschlossenen Schmiertasche für eine Kreuzstruktur mit einer 6 μm Periode mit 3 μm x 3 μm x 1 μm abgeschätzt werden. Dabei wird eine quadratische Grundfläche mit einer Seitenlänge, die der halben Periode des Strukturmusters entspricht, zugrunde gelegt. Diese Grundfläche wird mit der er-

mittelten Strukturtiefe multipliziert. Die strukturierte Gesamtfläche weist eine Größe von 1.5 cm x 1.5 cm auf, woraus eine Anzahl von ca. sechs Millionen wirkender, geschlossener Schmiertaschen abgeleitet werden kann. Wird diese Anzahl mit dem Volumen einer einzelnen Schmiertasche multipliziert, so ergibt sich das in allen Schmiertaschen gespeicherte Ölvolumen zu $5.5 \cdot 10^7 \mu\text{m}^3$. Eine Normierung dieses Volumens auf die unstrukturierte Gesamtfläche von 2.25 cm^2 ergibt zwischen der polierten und laser-strukturierten Oberfläche eine Differenz in der resultierenden Schmierfilmdicke von 240 nm. Die gleiche Abschätzung für eine Kreuzstruktur mit einer Periode von $9 \mu\text{m}$ führt zu einem gespeicherten Ölvolumen von $5.2 \cdot 10^7 \mu\text{m}^3$, was einer Höhendifferenz von 230 nm entspricht. Aufgrund der Aufrundungen entspricht dies einer oberen Grenze und bestätigt die Aussage in Abbildung 74, dass sowohl für polierte als auch für laser-strukturierte Oberflächen keine wesentlichen Unterschiede in der mittleren Ölfilmdicke vorliegen. Dies ist wiederum eine entscheidende Voraussetzung für die Vergleichbarkeit der tribologischen Ergebnisse zwischen den Referenzproben und den laser-strukturierten Oberflächen.

Um die unterschiedlichen Oberflächenzustände (poliert und laser-strukturiert mit variabler Periode) hinsichtlich der tribologischen Eigenschaften zu untersuchen, wurde die initiale Ölfilmdicke bei konstanten Versuchsbedingungen variiert. Die wesentlichen Versuchsparameter und die kinematischen Randbedingungen der tribologischen Experimente sind in Tabelle 13 zusammengefasst.

Versuchsparameter	Wert
Normalkraft / N	5
Gleitgeschwindigkeit / cm/s	5
Trackradius / mm	1.5
Kugeldurchmesser /mm	6
Kugelmateriale	Al_2O_3
Temperatur / °C	25
relative Luftfeuchtigkeit / %	45

Tabelle 13: Zusammenfassung der wesentlichen Versuchsparameter für die tribologischen Messungen unter Mischreibungsbedingungen.

Als tribologischer Gegenkörper wurde eine Kugel aus Korund (Al_2O_3) gewählt, da aufgrund der hohen Härte von Korund Verschleißerscheinungen auf der Kugel vernachlässigt werden können.

Zunächst wurden tribologische Messungen mit unstrukturierten, polierten Stahloberflächen bei variabler Ölfilmdicke durchgeführt, um die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten zu studieren. Da bei diesen Experimenten nur zu Beginn der Messung ein Ölfilm mit definierter Dicke mittels Spincoating aufgebracht und während der tribologischen Messung dem System kein weiterer Schmierstoff zugeführt wird, handelt es sich bei diesen Messungen um Experimente unter Mangelschmierung. Bei diesen Untersuchungen ist die maximale Ölfilmlebensdauer bis zu einem signifikanten Anstieg des Reibkoeffizienten, der mit einer Zunahme der Verschleißrate korreliert, ein zu untersuchender Parameter. Die Wirkung von strukturierten Oberflächen wird in verschiedenen Veröffentlichungen ebenfalls durch die Bestimmung der maximalen Ölfilmlebensdauer studiert [21, 22, 230]. Abbildung 75 zeigt den generellen Verlauf der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten, welcher im Fall einer unstrukturierten, polierten Referenzoberfläche nahezu unabhängig von der eingestellten, initialen Ölfilmdicke ist.

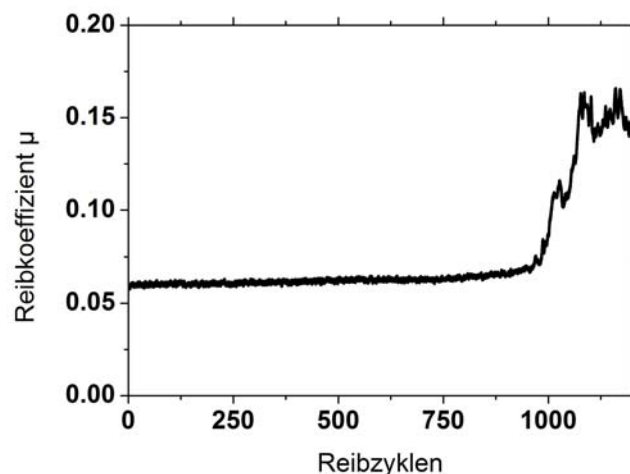


Abbildung 75: Zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten für eine unstrukturierte, polierte Referenzoberfläche mit einer initialen Ölfilmdicke von 8 μm .

Die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten für eine Referenzoberfläche weist zunächst einen niedrigen und über die Zeit konstanten Reibkoeffizienten von circa 0.065 auf. Nach ca. 1000 Zyklen ist ein deutlicher Anstieg in μ auf einen Wert um 0.17 zu erkennen. Es ist anzunehmen, dass dieser Anstieg im Reibkoeffizienten einen Übergang in ein anderes Reibregime ausdrückt. Um die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten im Detail zu verstehen, wurde der aufgebaute elektrische Versuchsstand zur Auswertung des elektrischen Ausgangssignals zu verschiedenen Zeiten genutzt.

Durch diese Auswertung sind Rückschlüsse auf das vorherrschende Reibregime bzw. auf eventuelle Änderungen des Schmierungszustands möglich. Eine Korrelation der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten mit den elektrischen Ausgangssignalen zu unterschiedlichen Zeiten ist in Abbildung 76 dargestellt.

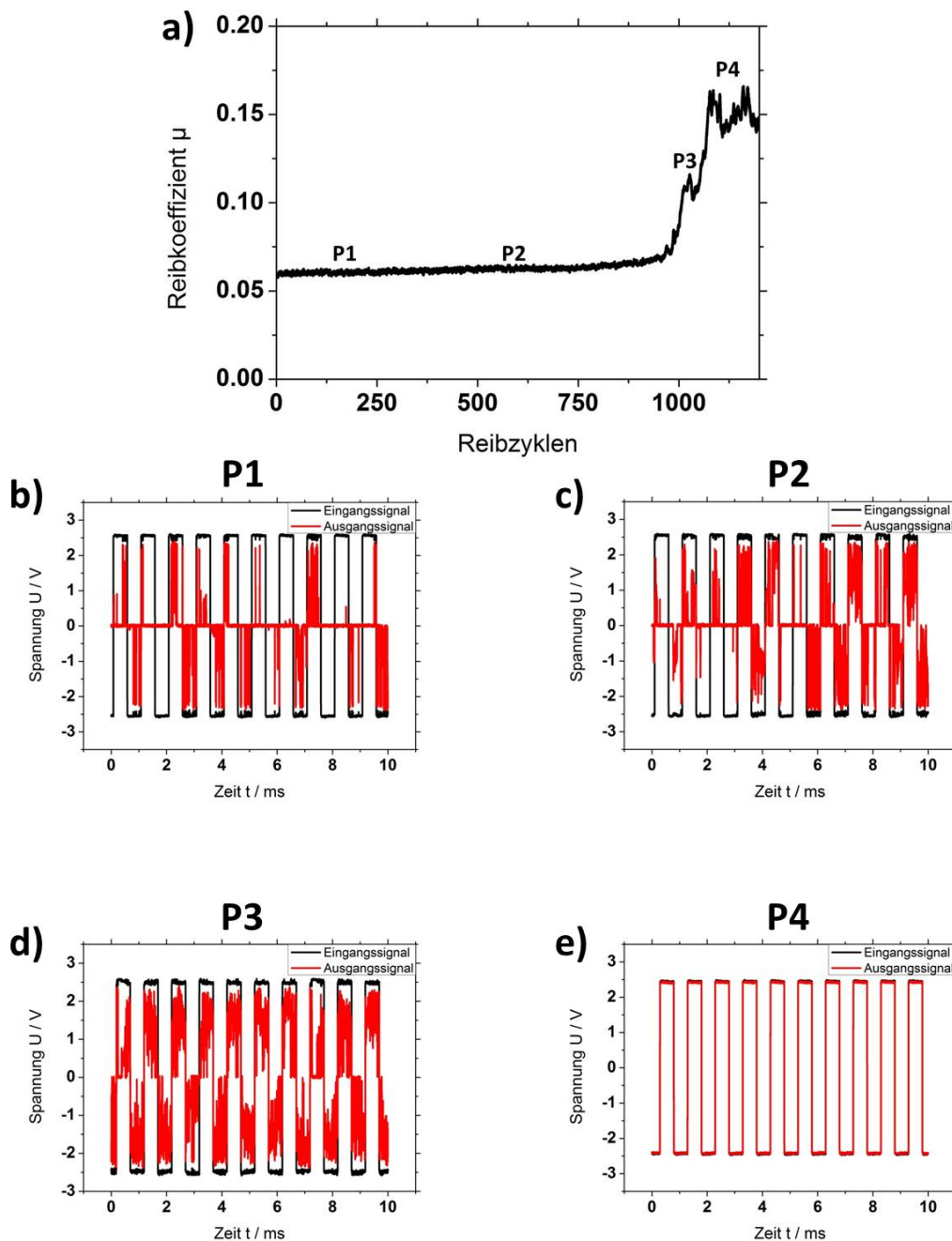


Abbildung 76: Korrelation der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten (a) mit den entsprechenden elektrischen Ausgangssignalen (b-e) zu vier unterschiedlichen Zeitpunkten (P1 bis P4).

Die Korrelation der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten mit dem Ausgangssignal des elektrischen Messstands legt dar, dass sich das System zu Beginn der Messung im Mischreibungszustand befindet. Mit fortschreitender Messzeit nimmt der Festkörpertraganteil zu. Der Anstieg im Reibkoeffizienten kann mit einer Änderung des Reibregimes, welche sich am elektrischen Ausgangssignal ablesen lässt, korreliert werden. Nachdem der Reibkoeffizient von 0.065 auf 0.17 angestiegen ist, kann kein Unterschied zwischen dem elektrischen Eingangs- und Ausgangssignal detektiert werden. Dies spiegelt eine Änderung von Misch- zu Grenz- bzw. Festkörperreibung wider und beruht auf dem Versagen des Ölfilms. Weiterhin kann die Bildung und Wechselwirkung von Verschleißpartikeln im tribologischen Kontakt zu einer Änderung im elektrischen Signal und im Reibregime beitragen.

Nachdem das zeitliche Verhalten des Reibkoeffizienten im Fall eines Mangelschmierungs Zustands durch die simultane Messung des elektrischen Ausgangssignals bekannt ist, wurden tribologische Referenzmessungen in Abhängigkeit der initialen Ölfilmdicke durchgeführt. Für jede Messung wurde die maximale Ölfilmlebensdauer bestimmt, ab der ein signifikanter Anstieg in μ zu beobachten war. Die Ergebnisse dieser Messungen in Abhängigkeit der eingestellten, initialen Ölfilmdicke sind in Abbildung 77 dargestellt.

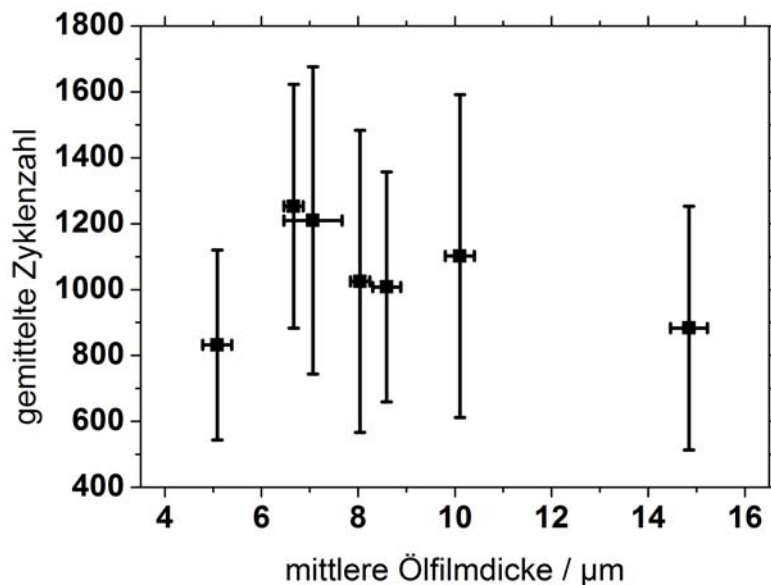


Abbildung 77: Darstellung der ermittelten, maximalen Ölfilmlebensdauer in Abhängigkeit von der eingestellten mittleren Ölfilmdicke für unstrukturierte, polierte Referenzoberflächen.

Aus Abbildung 77 ist ersichtlich, dass die maximale Ölfilmlebensdauer für die polierten Referenzoberflächen nahezu unabhängig von der eingestellten mittleren, initialen Ölfilmlebensdauer ist. Unter Einbeziehung der Fehlerbalken liegt die maximale Ölfilmlebensdauer für alle Schmierfilmdicken zwischen 800 und 1200 Reibzyklen. Da sich der Festkörpertraganteil während der tribologischen Messungen mit zunehmender Messzeit vergrößert und das Substrat sowie die Korundkugel eine niedrige, stochastische Oberflächenrauheit aufweisen, ist anzunehmen, dass kein zusätzlicher hydrodynamischer Druck aufgebaut werden kann. Diese Annahme wird durch So et al. unterstützt, die die Wirkung einer stochastischen Oberflächenrauheit auf den Druckaufbau unter Mischreibungsbedingungen untersucht haben [207]. Folglich wird bei diesen Messungen nur das Öl, das in den Rauheitstälern der stochastischen Oberfläche gespeichert ist, als sekundäre Ölquelle zur Verlängerung der Notlaufeigenschaften genutzt [222, 224]. Dieser Befund erklärt, dass die maximale Schmierfilmlebensdauer unabhängig von der initialen Ölfilmstärke ist, da die tribologischen Eigenschaften für die polierten Referenzoberflächen nur von der in den Rauheitstälern gespeicherten Ölmenge abhängen. Sobald diese Rauheitstäler verschlissen sind, sich Verschleißpartikel gebildet haben und kein Öl mehr zusätzlich zur Verfügung steht, wird ein drastischer Anstieg im Reibkoeffizient beobachtet. Zum Gahr et al. und Hwang et al. konnten bei der Bildung der ersten Verschleißpartikel einen ausgeprägten Anstieg im Reibkoeffizienten nachweisen [138, 220]. Ferner weisen die ermittelten, maximalen Ölfilmlebensdauern eine starke Streuung auf, was sich in den Standardabweichungen, die bis zu 50 % betragen können, ausdrückt. Diese Streuung der Messergebnisse ist auf unterschiedliche Ursachen zurückzuführen. Einerseits haben die polierten Substrate und Kugeln eine stochastische Oberfläche, die in unterschiedlichen Messungen variieren kann, was zu einer abweichenden, gespeicherten Ölmenge führt. Andererseits wird durch den steigenden Festkörpertraganteil während der tribologischen Messung die Wahrscheinlichkeit der Bildung von Verschleißpartikeln erhöht. Die tatsächliche Bildung dieser Partikel, die zu einer erhöhten abrasiven Verschleißkomponente und maßgeblich zu einer Änderung im Reibregime führt, ist allerdings weiterhin ein räumlich und zeitlich statistischer Prozess. Im Fall von polierten Oberflächen besteht nicht die Möglichkeit die gebildeten Verschleißpartikel in Rauheitstälern zu speichern, weshalb der Verschleißpartikel entweder im Reibkontakt verbleibt oder aus dem tribologischen Kontakt transportiert wird. Welcher dieser beiden Prozesse tatsächlich stattfindet, ist ebenfalls ein statistischer Prozess, der von den lokalen Strömungseigenschaften im tribologischen Kontakt abhängt. Arbeiten von Galda et al. und Koszela et al., die ebenfalls die Wirkung von strukturierten

Oberflächen (Prägestrukturen) unter Mischreibungsbedingungen bzw. Mangelschmierung studieren, weisen vergleichbare Standardabweichungen in den entsprechenden Messwerten auf [225, 226].

Zur Untersuchung der tribologischen Eigenschaften von laser-strukturierten Oberflächen wurden für die Kreuzmuster vergleichbare Schmierfilmdicken eingestellt und abhängig von der initialen Ölfilmdicke die maximale Ölfilmlebensdauer bestimmt. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 78 dargestellt.

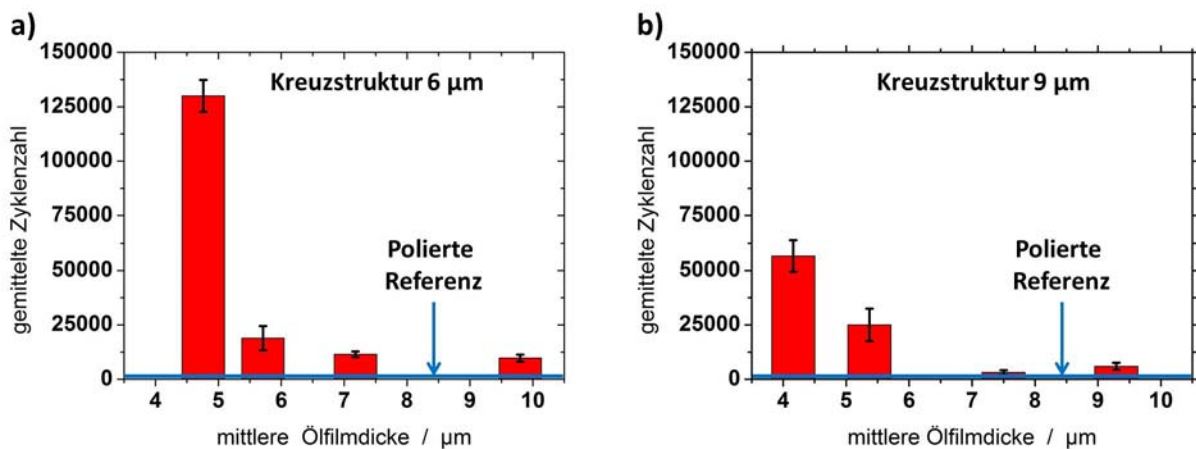


Abbildung 78: Zusammenfassende Darstellung der maximalen Ölfilmlebensdauer in Abhängigkeit der eingestellten Schmierfilmdicke für die laser-strukturierten Kreuzmuster mit einer Periodizität von 6 µm (a) und 9 µm (b). Die maximale Ölfilmlebensdauer der polierten Referenzoberflächen von ca. 1000 Reibzyklen ist in beiden Diagrammen als horizontale Linie eingetragen, um einen direkten Vergleich der laser-strukturierten Oberflächen mit der Referenz zu gewährleisten.

Abbildung 78 veranschaulicht, dass unabhängig von der eingestellten Periodizität und initialen Schmierfilmdicke die laser-strukturierten Kreuzmuster eine Verlängerung der maximalen Ölfilmlebensdauer bewirken. Es ist in beiden Diagrammen der gleiche experimentelle Trend ersichtlich. Eine Abnahme der initialen Schmierfilmdicke führt zu einem signifikanten Anstieg in der maximalen Schmierfilmlebensdauer. Wohingegen für die Referenzoberfläche die maximale Laufzeit im Bereich von 1000 Reibzyklen liegt, besitzt das Kreuzmuster mit einer Periode von 9 µm bei einer initialen Schmierfilmdicke von 4,3 µm eine Ölfilmlebensdauer von 56000 Zyklen. Dies entspricht einer 56-fachen Verlängerung der maximalen Ölfilmlebensdauer. Einen noch größeren Effekt weist die Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 6 µm bei einer vergleichbaren initialen Ölfilmdicke auf.

Diese Oberflächen zeigen erst nach 130000 Reibzyklen einen deutlichen Anstieg im Reibkoeffizienten, was einer 130-fachen Vergrößerung der maximalen Lebensdauer entspricht. Literaturstudien, die sich ebenfalls mit strukturierten Oberflächen unter Mangelschmierung beschäftigen, konnten bislang eine maximale Verlängerung der Lebensdauer um den Faktor 10 nachweisen [19, 21, 22, 230].

Der Anstieg der Schmierfilmlbensdauer mit abnehmender, initialer Ölfilmdicke kann mit dem Aufbau eines zusätzlichen hydrodynamischen Drucks erklärt werden. Abhängig von der Ölviskosität, den Versuchsparametern und der eingebrachten Oberflächenstruktur wird in den geschlossenen Schmiertaschen aufgrund einer asymmetrischen Druckverteilung ein zusätzlicher Druck erzeugt. Dieser hängt nicht von der initialen Ölfilmdicke ab und entfacht seine vollständige Wirkung erst, wenn die Schmierfilmdicke im Bereich der Strukturtiefe angesiedelt ist [212, 218, 360, 361]. Liegen beide Parameter in einer ähnlichen Größenordnung, so erzeugt der zusätzliche hydrodynamische Druck eine tragende Wirkung und trägt somit zu einer Verlängerung der Ölfilmlbensdauer bei. Im Fall einer zu tiefen Struktur bzw. einer zu großen, initialen Ölfilmdicke reicht der Druck im Fluid nicht aus, um beide Kontaktflächen effektiv voneinander zu trennen [360]. Folglich wird eine Erhöhung des Festkörpertraganteils induziert, so dass nicht zwangsläufig eine Verlängerung der Ölfilmlbensdauer hervorgerufen werden kann.

Neben dem zusätzlichen hydrodynamischen Druck trägt auch ein sekundärer Schmierungseffekt zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften bei, da Schmieröl in den geschlossenen Schmiertaschen der Kreuzstruktur gespeichert wird. Dieses Öl steht bei auftretendem Verschleiß als sekundäre Ölquelle zur Verfügung, um die Notlaufeigenschaften des tribologischen Kontakts zu verbessern. Die Abschätzung der gespeicherten Ölmenge in den geschlossenen Schmiertaschen liefert für eine Kreuzstruktur mit 6 μm Periode ein Ölspeichervolumen von $5.5 \cdot 10^7 \mu\text{m}^3$, wohingegen sich für die 9 μm Periode ein Volumen von $5.2 \cdot 10^7 \mu\text{m}^3$ ergibt. Dies zeigt, dass für die Kreuzstruktur mit der kleineren Periode geringfügig mehr Schmieröl in den Schmiertaschen gespeichert werden kann. Dieser geringe Unterschied im gespeicherten Volumen kann allerdings nicht die Unterschiede in der maximalen Ölfilmlbensdauer bei den unterschiedlichen Periodizitäten erklären. Für eine Oberflächenstruktur mit einem kleineren Strukturabstand steht eine größere Anzahl von geschlossenen Schmiertaschen in direktem Kontakt. In jeder Schmiertasche kann ein zusätzlicher hydrodynamischer Druck aufgebaut werden, woraus ein kollektiver Effekt entsteht. Dies führt zu einem größeren zusätzlichen Druck für Strukturgeometrien mit kleinen Strukturabständen, was

eine unmittelbare Verlängerung der Ölfilmlebensdauer zur Folge hat. Diese Argumentation wird durch Arbeiten von Blatter et al. [19], Amanov et al. [213], Wang et al. [210], Hartl et al. [215] und Pettersson et al. [28, 228] unterstützt. In diesen Arbeiten konnte gezeigt werden, dass Oberflächenstrukturen, die Strukturabstände und -tiefen im Bereich von wenigen Mikrometern aufweisen, durch einen kollektiven Effekt einen zusätzlichen Druck unter Mischreibungsbedingungen bewirken. Weiterhin konnte nachgewiesen werden, dass die Anzahl der in Kontakt stehenden Strukturmuster entscheidend die tribologischen Eigenschaften beeinflusst.

Unter Mischreibungsbedingungen neigen tribologische Systeme, insbesondere in einem Punktkontakt aufgrund der vorherrschenden Kontaktpressungen, zur Bildung von Verschleißpartikeln, welche die tribologischen Eigenschaften unter Mangelschmierung maßgeblich beeinflussen können. Die positive Wirkung einer Oberflächenstrukturierung unter Mischreibung wird in verschiedenen Literaturstellen auf die Speicherung der Partikel in den eingebrachten Strukturen zurückgeführt [19, 219, 220]. In diesen Studien wird dies oftmals mit REM-Aufnahmen belegt, die vereinzelt Verschleißpartikel in den Tälern der Oberflächenstrukturen nachweisen, wohingegen eine detaillierte Analyse der Größenverteilung der Verschleißpartikel fehlt. Die Kenntnis der Größenverteilung der entstehenden Verschleißpartikel ist allerdings eine wichtige Voraussetzung, um die Speicherkapazität der Oberflächenstrukturen für Verschleißpartikel beurteilen zu können. Generell kann geschlussfolgert werden, dass eine Oberflächenstruktur nur dann die entstehenden Verschleißpartikel effektiv speichern kann, wenn die ermittelte Partikelgröße kleiner als die Strukturbreite ist.

Um die Größenverteilung der entstehenden Verschleißpartikel zu ermitteln, wurden zyklenabhängige Experimente mit einer polierten Referenzoberfläche bei einer konstanten, initialen Schmierfilmdicke von 7 μm und konstanten tribologischen Parametern durchgeführt. Durch die Aufnahme eines zweidimensionalen Bildes und mit Hilfe einer Segmentierung mit entsprechenden Schwellwerten werden die Partikel detektiert und ein äquivalenter zweidimensionaler Durchmesser berechnet. Abbildung 79 zeigt die Größenverteilung der detektierten Verschleißpartikel für eine polierte Referenzoberfläche nach 500 Reibzyklen.

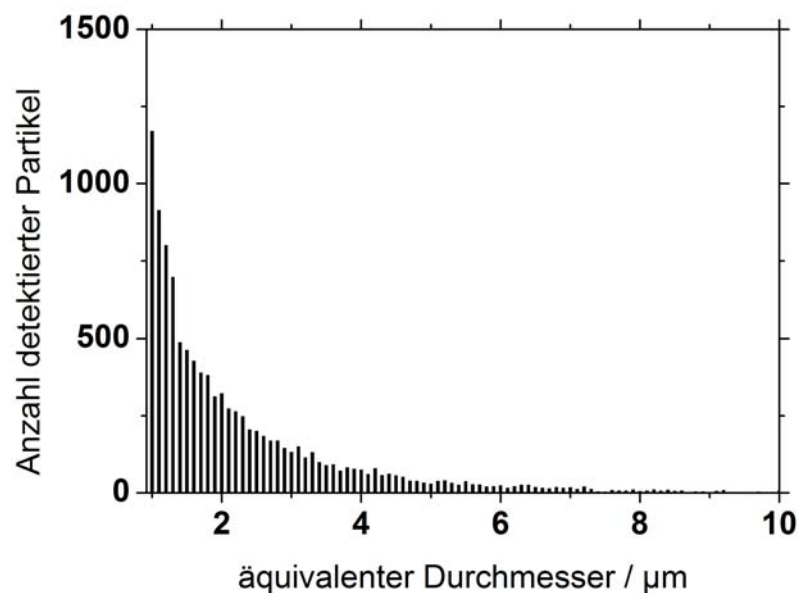


Abbildung 79: Ermittelte Größenverteilung der detektierten Verschleißpartikel für eine Referenzoberfläche nach 500 Reibzyklen mit einer initialen Ölfilmdicke von 7 µm. In diesem Zusammenhang ist anzumerken, dass auch möglicherweise kleinere Verschleißpartikel existieren, allerdings die Auflösungsgrenze des verwendeten Partikelsizers bei 1 µm liegt. Vereinzelt wurden auch Partikel mit einem äquivalenten Durchmesser größer als 10 µm gefunden. Diese werden in dieser Darstellung zur besseren Übersichtlichkeit nicht dargestellt.

Die in Abbildung 79 dargestellte Partikelgrößenverteilung zeigt ein monoton abklingendes Verhalten der detektierten Partikel in Abhängigkeit des äquivalenten Durchmessers. Prinzipiell können auch vereinzelt Partikel mit einem Durchmesser größer als 10 µm nachgewiesen werden. Allerdings liegt die maximal detektierte Anzahl an Partikeln mit einem äquivalenten Durchmesser von 8 bis 11,5 µm bei zehn Partikeln pro äquivalenten Durchmesser. In diesem Zusammenhang sei angemerkt, dass die Auflösungsgrenze des verwendeten Partikelsizers 1 µm beträgt und somit auch Partikel mit einem Durchmesser kleiner als 1 µm vorliegen können. Mit Hilfe des verwendeten Partikelsizers können die Rundheit, die Konvexität und das Aspektverhältnis der detektierten Partikel ermittelt werden. Eine Auswertung dieser Kennwerte für die Referenzoberfläche nach 500 Zyklen ist in Tabelle 14 zusammengefasst.

	Rundheit	Konvexität	Aspektverhältnis
Referenz 500 Zyklen	0.34 ± 0.11	0.60 ± 0.12	0.57 ± 0.26

Tabelle 14: Statistische Auswertung von charakteristischen Kennwerten, die die Partikelform detailliert beschreiben.

Die ausgewerteten Kennwerte (Rundheit und Aspektverhältnis) in Tabelle 14 zeigen, dass die Partikelform deutlich von einem idealen Kreis abweicht. Aus dem Wert der Konvexität geht hervor, dass die Partikel eine relativ raue Oberfläche aufweisen. Diese Kennwerte lassen vermuten, dass die Bildung der Verschleißpartikel auf die Delaminationstheorie nach Suh zurückgeführt werden kann [139]. Durch das Überschreiten des elastischen Limits kommt es zu einer plastischen Deformation des metallischen Gegenkörpers. Daraus resultiert eine Erhöhung der Versetzungsdichte in oberflächennahen Bereichen. Die zyklisch wiederkehrende Belastung induziert in den oberflächennahen Schichten Ermüdungserscheinungen. Folglich können in Bereichen mit einer hohen Defektdichte aufgrund der auftretenden Materialermüdung Risse entstehen bzw. das Wachstum und die Ausbreitung vorhandener Risse begünstigt werden [134, 139-141, 362]. Die Rissnukleation und -ausbreitung findet normalerweise nicht direkt an der Oberfläche statt, da dort ein komplexer dreiachsiger Druckspannungszustand vorherrscht. Risse breiten sich somit parallel zur Oberfläche in einer definierten Tiefe aus, die von der Mikrostruktur des Materials und dem Reibkoeffizienten abhängt. Unter einer Scherbeanspruchung kommt es zum Durchbruch des Risses an die Oberfläche und zum Abscheren von Verschleißpartikeln. Diese Partikel sind typischerweise nicht kreisförmig und besitzen kleine Aspektverhältnisse [139, 363]. Weiterhin ist es möglich, dass die gebildeten Partikel aufgrund der Beanspruchung im tribologischen Kontakt über die Zeit ihre Form ändern. Die entstandenen Partikel können prinzipiell oxidischer oder metallischer Natur sein. Weiterhin ist aber auch denkbar, dass metallische Partikel unter den vorherrschenden Kraft- und Temperaturbedingungen oxidiert werden [364]. Eine Untersuchung der Verschleißpartikel mittels Raman-Spektroskopie konnte die Existenz von oxidischen Verschleißpartikeln nachweisen.

Ein Vergleich der zeitlichen Evolution der Partikelgrößenverteilung wurde durch eine Variation der Zyklenzahl ermöglicht. Neben der zyklenabhängigen Studie der Partikelgrößenverteilung sind durch diese Messungen auch Rückschlüsse auf eine mögliche Formänderung der gebildeten Partikel in Abhängigkeit der Anzahl der Reibzyklen zugänglich. Abbildung 80 zeigt die Partikelgrößenverteilung für eine polierte Referenzoberfläche nach 500 und 1000 Reibzyklen bei einer initialen Ölfilmdicke von 7 μm .

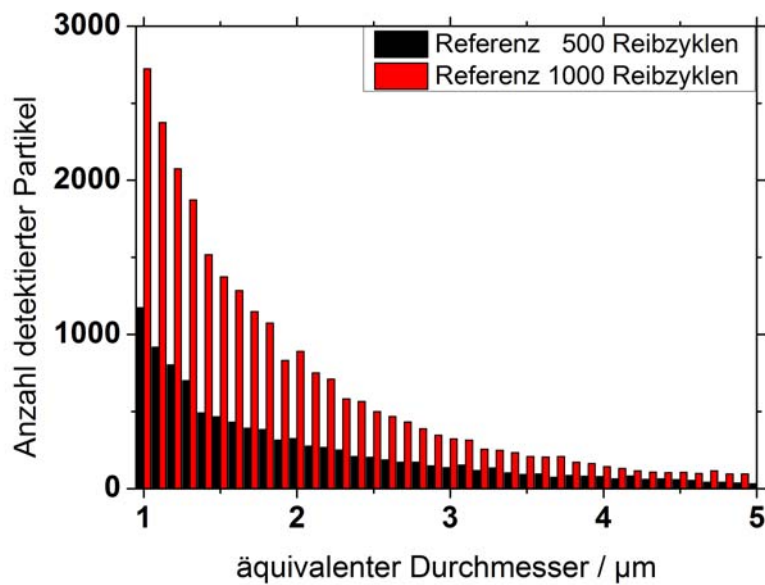


Abbildung 80: Ermittelte Größenverteilung der detektierten Verschleißpartikel für eine Referenzoberfläche nach 500 und 1000 Reibzyklen mit einer initialen Ölfilmdicke von 7 µm. Zur besseren Illustration sind nur Partikel mit einem äquivalenten Durchmesser bis 5 µm angegeben.

Aus Abbildung 80 ist ersichtlich, dass die Partikelverteilung für die unterschiedlichen Laufzeiten sehr ähnlich sind, allerdings sich die absolute Anzahl der detektierten Partikel je äquivalentem Durchmesser unterscheiden. Ein Vergleich der unterschiedlichen Zyklenzahlen zeigt, dass bei einer Verdoppelung der Zyklenzahl auch mehr Verschleißpartikel mit äquivalentem Durchmesser detektiert werden. Insbesondere bei kleineren Partikeldurchmessern ist dies deutlich sichtbar. Dieses Verhalten ist auf eine Verlängerung der Messzeit zurückzuführen, wodurch der Grad der plastischen Deformation und die Wahrscheinlichkeit der Partikelbildung erhöht werden. Eine Auswertung der Kenngrößen der Rundheit, der Konvexität sowie des Aspektverhältnisses der detektierten Partikel nach 1000 Reibzyklen ist in Tabelle 15 zusammengefasst und mit den Werten nach 500 Zyklen verglichen.

	Rundheit	Konvexität	Aspektverhältnis
Referenz 500 Zyklen	0.34 ± 0.11	0.60 ± 0.12	0.57 ± 0.26
Referenz 1000 Zyklen	0.37 ± 0.10	0.69 ± 0.15	0.79 ± 0.14

Tabelle 15: Vergleich der statistischen Auswertung von charakteristischen Kenngrößen, wie Rundheit, Konvexität und Aspektverhältnis, die die Partikelform nach 500 und 1000 Reibzyklen beschreiben.

Ein Vergleich der Rundheit, der Konvexität und des Aspektverhältnisses der gebildeten Verschleißpartikel nach 500 und 1000 Reibzyklen zeigt unter Einbeziehung der Standardabweichungen gemäß Tabelle 15 keine signifikanten Unterschiede in der Partikelform.

Um einen Vergleich der Partikelgrößenverteilung zwischen einer Referenzoberfläche und einer laser-strukturierten Probe zu ermöglichen, wurde auf einer Kreuzstruktur (Periode 9 μm) ein initialer Ölfilm mit einer Dicke von 7 μm eingestellt und ein Experiment mit 1000 Reibzyklen durchgeführt. Die gemessenen Partikelgrößenverteilungen werden mit den Werten der Referenzoberfläche in Abbildung 81 vergleichend dargestellt.

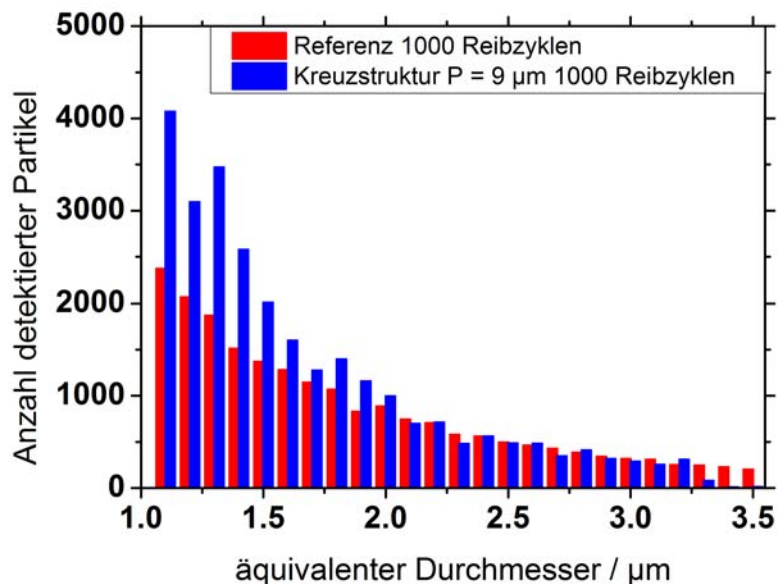


Abbildung 81: Vergleichende Gegenüberstellung der Partikelgrößenverteilung für eine polierte Referenzoberfläche und eine laser-strukturierte Probe, die ein Kreuzmuster mit einer Periodizität von 9 μm aufweist. Die Darstellung ist nur bis zu einem äquivalenten Partikeldurchmesser von 3.5 μm dargestellt, da der kleinste detektierte Partikel der laser-strukturierten Oberfläche einen äquivalenten Durchmesser von 3.3 μm aufweist.

In Abbildung 81 ist ersichtlich, dass die laser-strukturierte Probe, verglichen mit der polierten Referenzoberfläche, mehr Verschleißpartikel mit einem kleinen, äquivalenten Partikeldurchmesser von 1 bis 2 μm aufweist. In einem Durchmesserbereich von 2 bis 3.2 μm ist die detektierte Anzahl der Verschleißpartikel nahezu identisch. Der kleinste detektierte Partikeldurchmesser für die laser-strukturierte Oberfläche liegt bei einem Durchmesser von 3.3 μm , wohingegen im Fall der Referenzoberfläche, gemäß Abbildung 79, deutlich größere Partikel bis zu einem Durchmesser von ca.

11.5 μm gemessen wurden. Der Befund, dass für die laser-strukturierte Oberfläche mehr Partikel im Bereich kleiner Durchmesser detektiert wurden, kann folgendermaßen diskutiert werden. Laser-strukturierte Oberflächen weisen aufgrund einer reduzierten Kontaktfläche, verglichen mit der polierten Referenz, größere Kontaktpressungen auf. Dies führt zu einer erhöhten plastischen Beanspruchung der Oberfläche, woraus eine Erhöhung der Versetzungsdichte und die Ausbildung einer fein- bzw. nanokristallinen Randschicht resultieren. Unter einer zyklischen tribologischen Belastung werden vornehmlich Verschleißpartikel aus dieser Randschicht gebildet. Dies konnten Korres et al. mit Hilfe eines in-situ Tribometer für duktilen Kupfer nachweisen [365]. Die Dicke dieser Randschicht nimmt mit steigender Kontaktpressung ab, woraus eine geringere Randschichtdicke im Fall von laser-strukturierten Oberflächen abgeleitet werden kann. Dies korreliert direkt mit der vermehrten Bildung von Partikeln mit kleinen, äquivalenten Durchmessern. Falls größere Verschleißpartikel gebildet werden und im tribologischen Kontakt verbleiben, können diese durch die größere Kontaktpressung in kleinere Partikel umgewandelt werden. Weiterhin ist auch zu erwähnen, dass der Laser bei der Laserstrukturierung als lokale Wärmequelle fungiert. Durch die eingekoppelte Wärme werden die oberflächennahen, mikrostrukturellen und chemischen Eigenschaften beeinflusst. Dadurch wird durch die Oberflächenstrukturierung die Defektsituation verändert, da Leerstellen und Poren in die oberflächennahen Schichten eingebracht werden. Diese Defekte können Nukleationszentren für Versetzungen und Risse darstellen und somit die Wahrscheinlichkeit der Bildung eines Verschleißpartikels erhöhen. Durch eine Vergrößerung der Defektdichte ist es auch denkbar, dass die Dicke der resultierenden Randschicht reduziert wird.

Die Auswertung der Rundheit, der Konvexität und des Aspektverhältnisses der Verschleißpartikel der laser-strukturierten Kreuzstruktur ist in Tabelle 16 gegeben.

	Rundheit	Konvexität	Aspektverhältnis
Referenz 1000 Zyklen	0.37 ± 0.10	0.69 ± 0.15	0.79 ± 0.14
Kreuzmuster 9 μm 1000 Zyklen	0.33 ± 0.08	0.55 ± 0.09	0.47 ± 0.21

Tabelle 16: Vergleich der statistischen Auswertung der Rundheit, der Konvexität und des Aspektverhältnisses der Verschleißpartikel der Referenzoberfläche und des laser-strukturierten Kreuzmusters (Periode 9 μm).

Aus Tabelle 16 ist ersichtlich, dass keine aussagekräftigen Unterschiede in den ausgewerteten Kennwerten zwischen der polierten Referenz und der laser-strukturierten Oberfläche zu erkennen sind.

Durch die Bildung, die Agglomeration und die Reagglomeration der Verschleißpartikel bildet sich ein dynamisches Gleichgewicht aus, sobald der Einlaufvorgang des tribologischen Experiments abgeschlossen ist. Um dieses Phänomen zu untersuchen, wurde eine weitere Messung mit einer laser-strukturierten Kreuzstruktur mit gleicher Ölfilmdicke durchgeführt. Bei diesem Versuch wurde eine Zyklenzahl von 200000 Zyklen getestet und anschließend die Größenverteilung der Verschleißpartikel gemessen. Die Ergebnisse dieses Vergleichs sind in Abbildung 82 dargestellt.

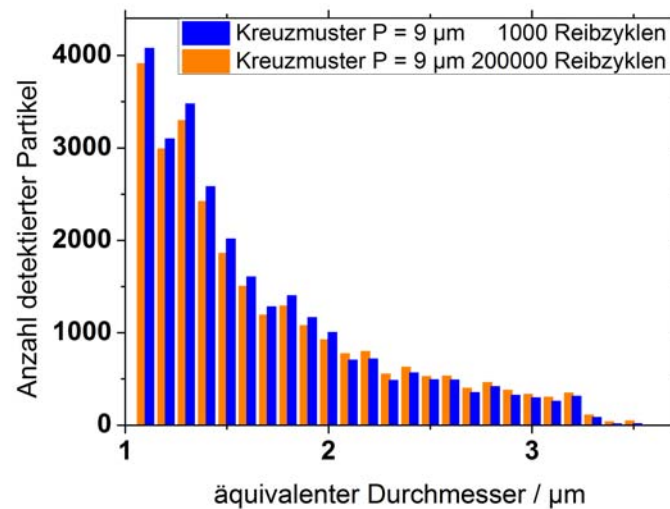


Abbildung 82: Vergleichende Gegenüberstellung der Partikelgrößenverteilung nach 1000 und 200000 Reibzyklen für eine laser-strukturierte Probe mit Kreuzmuster (Periode 9 μm) bei einer initialen Ölfilmdicke von 9 μm .

Die gemessenen Partikelgrößenverteilungen nach 1000 und 200000 Reibzyklen weisen keine aussagekräftigen Unterschiede auf, woraus geschlossen werden kann, dass ein dynamischer Gleichgewichtszustand existiert und bereits nach 1000 Reibzyklen erreicht wird. Aus dem Vergleich der Partikelgrößenverteilung der Referenz und der laser-strukturierten Probe wird deutlich, dass der äquivalente Partikeldurchmesser kleiner als die halbe Strukturperiode ist. Dies ermöglicht eine effektive Speicherung der Verschleißpartikel in den geschlossenen Schmiertaschen. Folglich trägt dieser Effekt entscheidend zu der Verlängerung der maximalen Ölfilmlebensdauer bei (vgl. Abbildung 78).

5.3 Elastohydrodynamische Reibung³

Im Kapitel „Stand der Forschung“ (3.7.3) wurde dargelegt, dass die Oberflächenstrukturierung eines Kontaktpartners unter elastohydrodynamischen Schmierungsbedingungen den Aufbau eines tragenden Ölfilms begünstigt und somit zu einer Reduktion der Reibkraft sowie zu einer Verbesserung der Tragfähigkeit führt [256-258, 268-270, 273, 274, 276]. Daraus kann gefolgert werden, dass die Wirkungsweise und das Funktionsprinzip von Tribokontakten mit einseitig-strukturierten Kontaktflächen im elastohydrodynamischen Reibregime weitestgehend erforscht und verstanden ist. Im Rahmen der vorliegenden Dissertation soll durch die Laserstrukturierung von beiden beteiligten Kontaktflächen ein innovativer Ansatz zur Reduktion der Reibkraft und damit zur Reibsteuerung getestet werden. In diesem Zusammenhang soll evaluiert werden, ob die Strukturierung von Grund- und Gegenkörper den Schmierfilmaufbau unterstützt und ob dies zu einer erhöhten Tragfähigkeit bzw. zu einem geringeren Reibkoeffizienten führt. Als Referenzexperimente werden tribologische Messungen an einer unstrukturierten, polierten Scheibe und Kugel durchgeführt. Weiterhin werden die Kombinationen einer strukturierten Kugel mit glatter Scheibe sowie einer strukturierten Scheibe mit glatter Kugel zum Vergleich herangezogen. Bei diesen Experimenten stellt eine polierte 100Cr6-Scheibe eines Axialzylinderrollenlagers ($R_q = 0.05 \mu\text{m}$) den tribologischen Grundkörper dar, wohingegen eine polierte 100Cr6-Kugel ($R_q = 0.006 \mu\text{m}$) mit einem Durchmesser von 19.05 mm den Gegenkörper bildet.

Um eine tribologische Vorzugsorientierung durch die erzeugte Laserstrukturierung zu vermeiden, wurde als Strukturmuster für die Kugel und die axialsymmetrische Zylinderrollenscheibe eine Punktstruktur gewählt. Da unter elastohydrodynamischen Bedingungen Schmierfilmdicken im Bereich von $1 \mu\text{m}$ und kleiner zu erwarten sind [83] und basierend auf den Ergebnissen aus Kapitel 5.2, wurde ein Punktmuster mit einer Periode von $6 \mu\text{m}$ und einer durchschnittlichen Strukturtiefe von $1 \mu\text{m}$ gewählt.

Nach der Oberflächenstrukturierung wurden die Qualität und die Homogenität der Strukturen mittels WLI untersucht. Das Ergebnis der WLI-Untersuchung ist in Abbildung 83 dargestellt.

³ veröffentlicht in: S. Neubert, C. Hentschke, G. Jacobs, A. Rosenkranz, C. Gachot, F. Mücklich: Einflüsse von mikroskaliger Oberflächenstruktur auf die Schmierfilmbildung in EHD-Kontakten. In: Reibung, Schmierung und Verschleiß: Forschung und praktische Anwendungen. Tribologie-Fachtagung (2013).

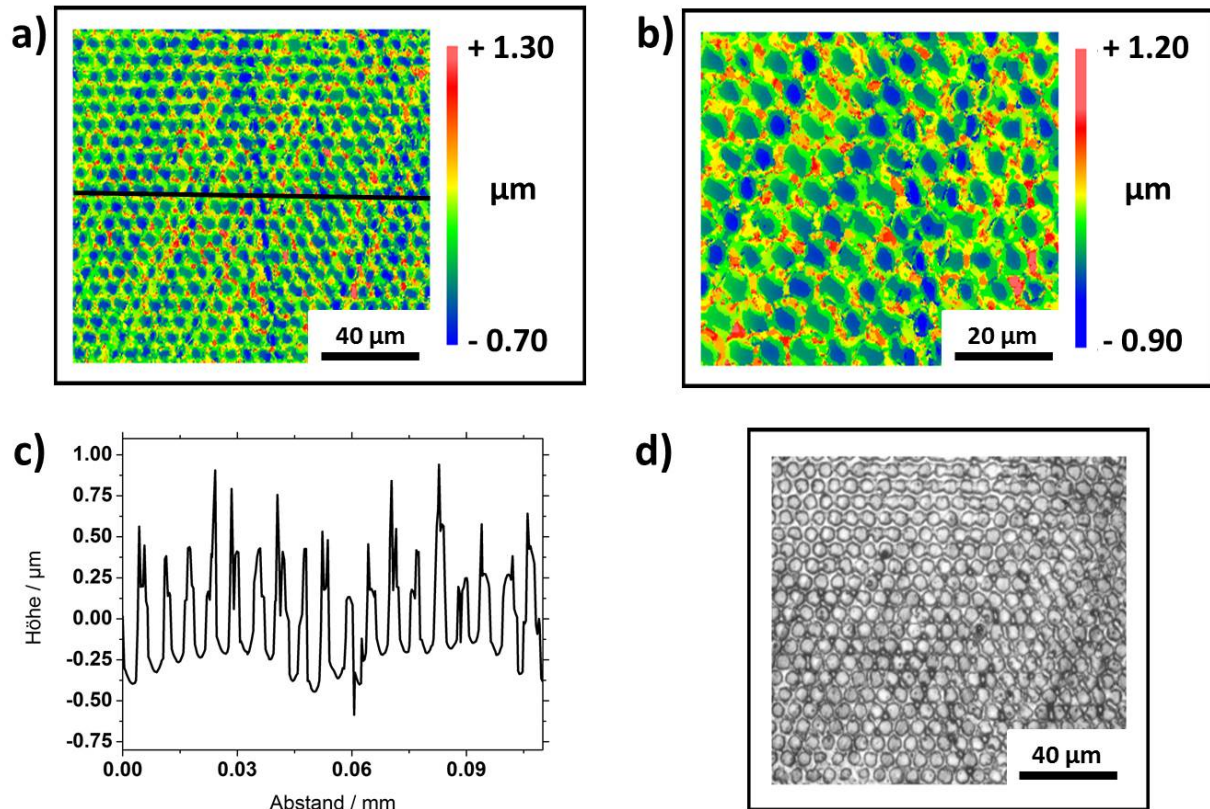


Abbildung 83: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der Oberflächenstrukturierung auf dem tribologischen Grundkörper (Lagerscheibe aus 100Cr6-Stahl). Die Farbskalen geben die Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme (d) dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.

Abbildung 83 a, b und d zeigen, dass die erzeugte Punktstruktur mit der Grundrauheit der Zylinderrollenscheibe überlagert ist, die aus dem Herstellungsprozess resultiert. Dennoch ist aus diesen Abbildungen ersichtlich, dass die Oberflächenstruktur über das komplette Messfeld signifikant ausgeprägt ist. Aus Abbildung 83 c kann eine leicht inhomogene Höhenverteilung der Punktstruktur mit einer mittleren Strukturtiefe von ca. 1 μm abgeleitet werden. Anhand des abgebildeten Profils kann die Periodizität zu 6 μm bestimmt werden.

Auf dem tribologischen Gegenkörper, der polierten 100Cr6-Kugel, wurde ebenfalls eine Punktstruktur mit gleicher Periodizität und Strukturtiefe erzeugt. Abbildung 84 fasst das Resultat dieser Oberflächenstrukturierung zusammen.

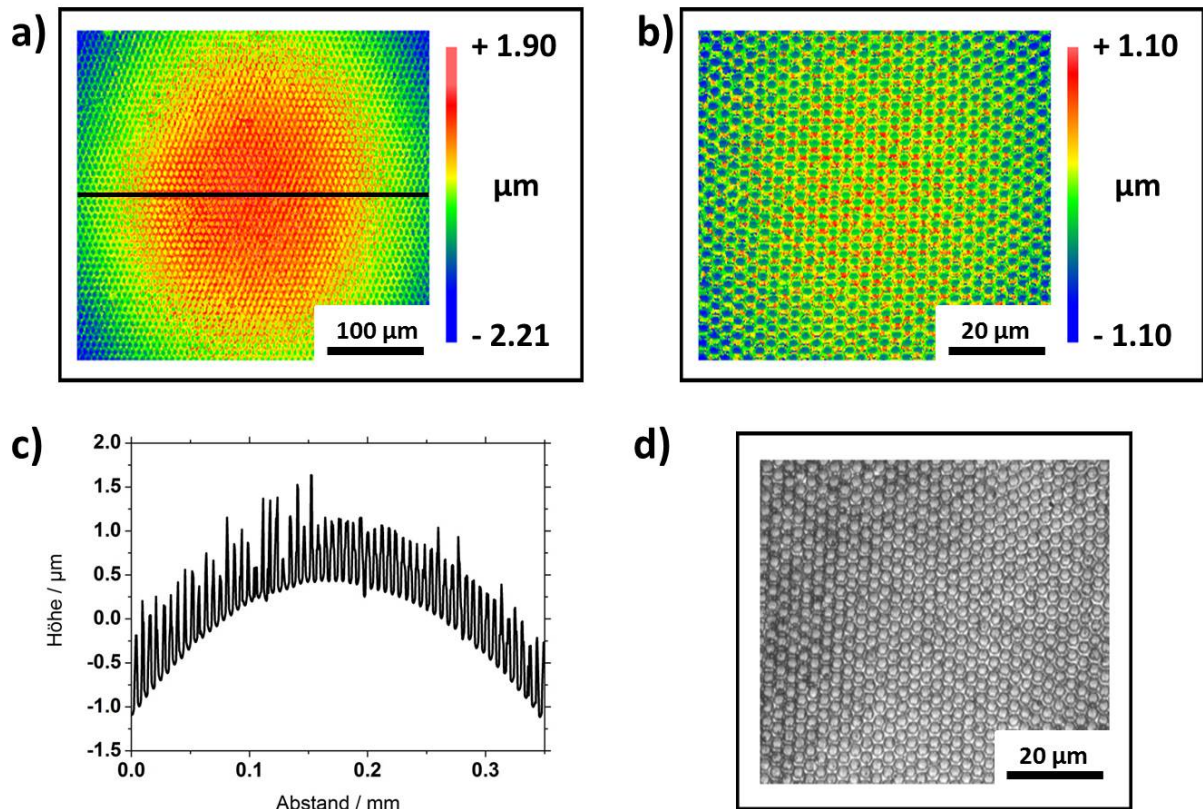


Abbildung 84: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der Oberflächenstrukturierung auf dem tribologischen Gegenkörper (100Cr6-Kugel). Die Farbskalen geben die entsprechende Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.

In Abbildung 84 a und c ist zu erkennen, dass die Kugeloberfläche trotz der Krümmung homogen strukturiert werden konnte. Das homogenere Strukturierungsergebnis, verglichen mit dem tribologischen Grundkörper, ist mit der glatteren Oberfläche vor dem Strukturierungsprozess zu begründen. In der Profilschnittdarstellung (Abbildung 84 c) wird deutlich, dass die Strukturparameter wie Periodizität und Strukturtiefe konstant gehalten wurden und somit für beide Kontaktpartner identisch sind. Die Detailaufnahme in Abbildung 84 b und die lichtmikroskopische Aufnahme in Abbildung 84 d illustrieren bei einer höheren Vergrößerung die Homogenität der erzeugten Struktur. Neben der rein graphischen Illustration des Strukturierungsergebnisses für den tribologischen Grund- und Gegenkörper dient die WLI-Auswertung auch zur Bestimmung der charakteristischen Oberflächenkennwerte. Diese Ergebnisse sind vergleichend in Tabelle 17 zusammengestellt.

	PV / μm	R_a / μm	R_q / μm	H / μm	R_{sk}
Laser-strukturierte	$3.36 \pm$	$0.30 \pm$	$0.377 \pm$	$1.09 \pm$	$0.40 \pm$
Scheibe	0.38	0.02	0.03	0.11	0.15
Laser-strukturierte	$2.74 \pm$	$0.32 \pm$	$0.29 \pm$	$0.99 \pm$	$0.43 \pm$
Kugel	0.31	0.03	0.02	0.12	0.11

Tabelle 17: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie der laser-strukturierten 100Cr6-Laufläche und 100Cr6-Kugel. Es sei angemerkt, dass im Fall der laser-strukturierten Kugel die Oberflächenkennwerte nach dem Anzug der Kugelkrümmung ermittelt wurden.

Tabelle 17 illustriert, dass die Oberflächenkennwerte für die laser-strukturierte Scheibe und Kugel im Rahmen der Standardabweichungen nahezu identisch sind. Aus dieser Tatsache kann abgeleitet werden, dass sich die laser-strukturierten Kontaktpartner für eine Bewertung der tribologischen Effizienz eignen, da die vier gewählten Testkombinationen (unstrukturierte, einseitig-strukturierte und beidseitig-strukturierte Kontaktflächen) untereinander vergleichbar sind. Ferner ist anzumerken, dass die relativen Fehler für alle Oberflächenkennwerte, außer R_{sk} , kleiner als zehn Prozent sind und somit eine gute Oberflächenqualität mit homogener Laserstruktur vorliegt. Da sich die Profilschiefe aus der dritten Ordnung des Rauheitsprofils berechnet, ist dieser Oberflächenkennwert deutlich sensibler für leichte Abweichungen in der Höhenverteilung der Rauheitsspitzen. Dies kann mit dem relativen Fehler von 25 % korreliert werden. Durch die Bestimmung der Oberflächenkennwerte, insbesondere des quadratischen Mittenrauwertes, ist es möglich die kombinierte Oberflächenrauheit der beiden Kontaktpartner zu bestimmen. Dies ist eine wichtige Größe, um den λ -Parameter zu ermitteln. Mit Hilfe dieses Parameters können Rückschlüsse bezüglich der Wechselwirkungen zwischen Oberflächenrauheit, Schmierfilmdicke und resultierender Reibkraft abgeleitet werden. Unter Verwendung der in Tabelle 17 angegebenen Werte für die quadratische Mittenrauheit ergibt sich die kombinierte Oberflächenrauheit für eine laser-strukturierte Laufläche und Kugel zu $0.45 \mu\text{m}$.

Zur Untersuchung der Auswirkung der Oberflächenstrukturierung auf die Schmierfilmbildung und die Reibkraft in tribologischen Kontakten werden die Betriebsparameter Rollgeschwindigkeit v_{Roll} , Gleit-Roll-Verhältnis (Sliding-Rolling-Ratio SRR) und Kontaktkraft F_N bzw. die dadurch erzeugte makroskopische Kontaktpressung P_{Kon} variiert. Dabei wird das Gleit-Roll-Verhältnis SRR über folgenden formalen Zusammenhang berechnet:

$$SRR = 2 \cdot \frac{v_{Scheibe} - v_{Kugel}}{v_{Scheibe} + v_{Kugel}}, \quad (5-13)$$

wobei $v_{Scheibe}$ und v_{Kugel} die Relativgeschwindigkeiten der beteiligten Lauffläche und Kugel darstellen. Der Variationsbereich der Versuchsparameter ist in Tabelle 18 zusammengefasst.

Betriebsparameter	Variationsbereich
Rollgeschwindigkeit v_{Roll} / mm/s	300, 600, 1500 und 3000
Sliding-Rolling-Ratio SRR / %	0 – 200
Kontaktkraft F_N / N	5 und 10.7
Resultierende makroskopische Kontaktpressung P_{Kon} / MPa	328.6 und 423.5

Tabelle 18: Zusammenfassung der wesentlichen Betriebsparameter mit entsprechendem Variationsbereich für die tribologischen Messungen unter elastohydrodynamischen Reibbedingungen.

Bezüglich der Betriebsbedingungen bleibt ferner zu erwähnen, dass alle Versuche unter Verwendung eines nicht additivierten Mineralöls durchgeführt wurden, das bei einer Temperatur von 40 °C eine dynamische Viskosität von 25 mPa·s besitzt.

Unter elastohydrodynamischen Bedingungen wird aufgrund der geringen Ölfilmdicke ($< 1 \mu\text{m}$) und der vorherrschenden Kontaktpressung eine elastische Abflachung der beiden Kontaktpartner, insbesondere der Kugel, erwartet. Zur Abschätzung der Strukturmuster bzw. -perioden, die unter den aufgezeigten Betriebsbedingungen miteinander in Kontakt stehen und somit die tribologischen Eigenschaften maßgeblich beeinflussen, wird eine Analyse des Tribokontakts, basierend auf der Hertz'schen Kontakttheorie (Kapitel 3.6.1), durchgeführt. Die Ergebnisse hinsichtlich Kontaktpressung, -radius und -fläche sind in Abbildung 85 zusammengefasst. Aus den geometrischen Randbedingungen, der verwendeten Kontaktkraft und den elastischen Materialeigenschaften der beteiligten Kontaktpartner ergibt sich nach Hertz eine Kontaktpressung von 672 MPa. Der Kontaktradius beträgt 88 μm , was einer Kontaktfläche von 0.0242 mm² entspricht.

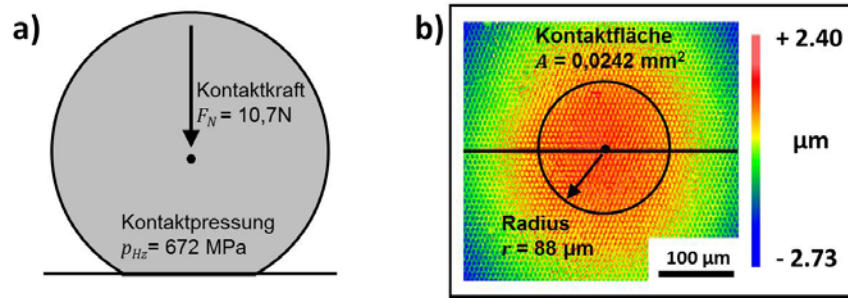


Abbildung 85: Illustration der berechneten Kontaktsituation (a) mit der Darstellung der elastischen Abflachung der Kugel unter den verwendeten Betriebsparametern. Übertragung des Kontaktradius und der Kontaktfläche in eine reale zweidimensionale Abbildung der Oberflächentopographie der laser-strukturierten Kugel (b), um die Anzahl der in Kontakt stehenden Strukturmuster abzuschätzen.

Basierend auf den ausgewerteten Daten hinsichtlich Kontaktradius und -fläche und unter der Annahme, dass ein Strukturmuster eine kreisförmige Grundfläche mit einem Radius von ca. $3\text{ }\mu\text{m}$ besitzt, kann evaluiert werden, dass ca. 1500 Punktstrukturen während des tribologischen Experiments miteinander in Kontakt stehen. Somit ist eine genügend große Anzahl von erzeugten Strukturen im tribologischen Kontakt vorhanden [210, 213, 215, 216].

Mit Hilfe eines Kugel-Scheibe-Tribometers wurde die Reibkraft im EHL-Punktkontakt zwischen der Kugel und der Scheibe bei allen vier getesteten Kombinationen (unstrukturierte, einseitig-strukturierte und beidseitig-strukturierte Kontaktflächen) in Abhängigkeit des SRR bei konstanter Rollgeschwindigkeit $v_{\text{Roll}} = 3000\text{ mm/s}$ untersucht. In diesem Zusammenhang ist anzumerken, dass ein SRR von 0 % einer reinen Rollbewegung entspricht und folglich unter diesen kinematischen Bedingungen die Rollreibung betrachtet werden muss. Sobald es zu einem Anstieg im SRR kommt, müssen neben der Rollreibung auch Anteile der Gleitreibung in Betracht gezogen werden.

Generell ergibt sich für alle dargestellten Kurven in Abbildung 86 unabhängig von der getesteten Kombination ein ähnlicher Verlauf der Reibkraft in Abhängigkeit von SRR. Dabei liegt für kleine SRR ein linearer Anstieg in der Reibkraft vor, bevor bei einem SRR von 10 % ein nicht-lineares Verhalten einsetzt. Allgemein ist bei Punktkontakten (Kugel-Scheibe-Kontakt) unter elastohydrodynamischen Schmierungsbedingungen zu beachten, dass die Reibkraft sowohl von Festkörperanteilen (elastische Wechselwirkung der in Kontakt stehenden Oberflächen) als auch von Anteilen aus der Fluidreibung im Schmierstoff abhängt. Die Reibkraft im Festkörperkontakt wird maßgeblich durch Deformation und Adhäsion verursacht, wohingegen in geschmierten Kontakten, insbesondere unter einer Schlupfbeanspruchung (unterschiedliche Geschwindigkeit von Grund- und Gegenkörper),

eine Scherbelastung im Fluid vorliegt und folglich zur resultierenden Reibkraft beiträgt. Daraus kann geschlossen werden, dass sich die Reibkraft in einem elastohydrodynamischen Punktkontakt trotz eines vollständig tragenden Ölfilms aus Deformationsanteilen (Festkörperreibung) und aus Scheranteilen (Fluidreibung) zusammensetzt [366]. Für kleine SRR ist der Anteil der Rollreibung entscheidend, wohingegen für größere SRR die Anteile der Scherbelastung und der Gleitreibung die dominierende Rolle übernehmen [367]. Nach Dyson müssen in diesem Zusammenhang auch der Temperaturanstieg im Reibkontakt und die damit verbundene Verringerung der Viskosität bzw. der Schmierfilmdicke beachtet werden [368]. Rollreibung führt im Vergleich zu Gleitreibung zu einer geringeren Reibkraft [79], was sich in den Kurven in Abbildung 86 im Bereich kleiner SRR widerspiegelt. Das nicht-lineare Verhalten der Reibkraft in Abhängigkeit des SRRs ist auf die Scherbeanspruchung des Fluids zurückzuführen. In hoch-belasteten Punktkontakten trifft die Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen Schubspannung und Scherrate nicht mehr zu. Unter diesen Umständen muss ein nicht-lineares, viskoses Schmierstoffverhalten angenommen werden, das über die Modelle nach Eyring bzw. Bair und Winer beschrieben werden kann [252, 253, 369].

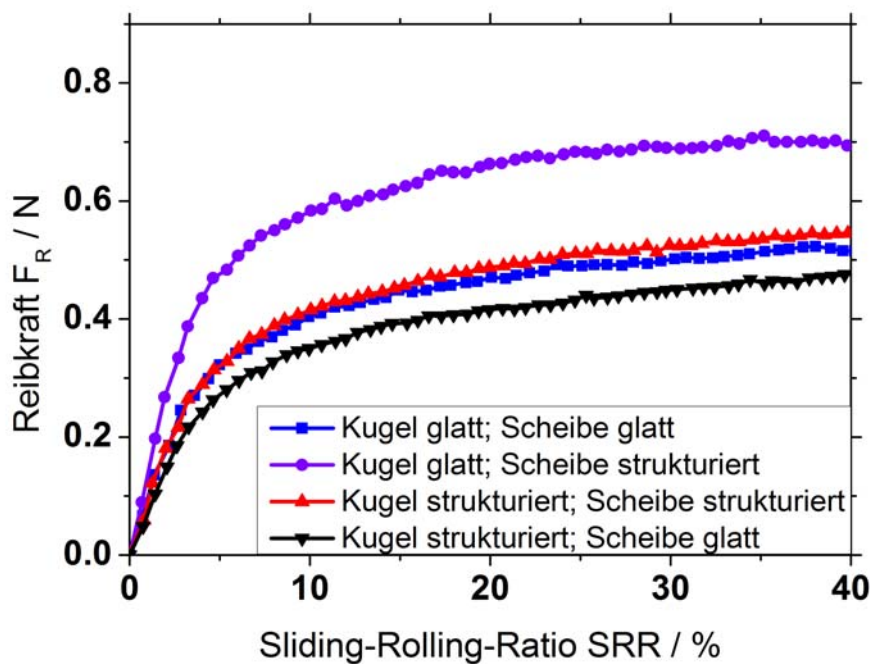


Abbildung 86: Vergleichende Darstellung des Zusammenhangs zwischen der gemessenen Reibkraft F_R und des eingestellten SRRs in Abhängigkeit der untersuchten Kombination aus glatten und strukturierten Kontaktflächen bei einer Normalkraft von 10.7 N und einer konstanten Rollgeschwindigkeit von 3000 mm/s.

Die in Abbildung 86 dargestellten Ergebnisse belegen einen deutlichen Einfluss der Oberflächenstrukturierung auf die Reibeigenschaften im Punktkontakt unter elastohydrodynamischen Schmierbedingungen. Eine strukturierte Kugel in Kombination mit einer unstrukturierten, polierten Scheibe führt, im Vergleich zu einer Kombination aus zwei unstrukturierten, polierten Oberflächen, zu einer Reduktion der Reibkraft um 10 %. Die Kombination einer strukturierten Scheibe und einer glatten Kugel führt hingegen zu einer Erhöhung der Reibkraft um 40 %. Die Messungen mit unstrukturierten bzw. beidseitig-strukturierten Kontaktflächen weisen im Bereich für $SRR < 7 \%$ nahezu identische Werte hinsichtlich der Reibkraft auf. Für größere SRR liegt die Reibkraft der Messung mit beidseitig-strukturierten Oberflächen geringfügig über den Ergebnissen mit unstrukturierten Oberflächen.

In diesem Zusammenhang sei nochmals betont, dass die Oberflächenstrukturierung, abhängig vom Ort der Applikation (Kugel oder Scheibe), zu einer Erhöhung oder zu einer Verringerung der Reibkraft führen kann. Zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften unter elastohydrodynamischer Reibung bedarf es der Ausbildung eines konvergenten Schmierspalt (unterschiedliche Schmierfilmdicke am Öleinlass und -auslass), der über den Konvergenzwinkel beschrieben werden kann. Der Ölfluss in den konvergenten Spalt und das sich verringernde Platzangebot bei konstant bleibendem Ölvolumen führt zum Aufbau eines zusätzlichen Drucks, da Öl eine inkompressible Flüssigkeit ist. Dieser Druck führt zur Separation der beteiligten Kontaktflächen und zur Ausbildung des elasto- bzw. hydrodynamischen Reibregimes [83]. Im Fall eines Kugel-Scheibe-Tribometers liegt ein konvergenter Schmierspalt aufgrund der Kontaktgeometrie vor. Dabei heben sich bei unstrukturierten Kontaktflächen, aufgrund eines symmetrischen Druckprofils, die Druckanteile im konvergenten und divergenten Bereich auf. Folglich wird kein zusätzlicher hydrodynamischer Druck für unstrukturierte Oberflächen aufgebaut [370].

Für eine strukturierte Kugel kombiniert mit einer unstrukturierten Scheibe bewegt sich das Öl im Schmierspalt mit einer mittleren Geschwindigkeit (Mittelwert der Geschwindigkeit von Scheibe und Kugel) und trifft mit einer großen Geschwindigkeit auf die Oberflächenstruktur der Kugel [271], da die Relativgeschwindigkeit der Scheibe bei positiven SRR-Werten deutlich größer als die der Kugel ist. Beim Eintritt einer kreisförmigen Struktur in den EHL-Kontakt kommt es zunächst zu einer Druckreduktion (divergenter Bereich). Anschließend ist im konvergenten Bereich ein signifikanter Druckanstieg zu verzeichnen, der einen zusätzlichen positiven Nettodruck bewirkt [276].

Dieser Nettodruck ist auf ein asymmetrisches Druckprofil aufgrund von Kavitation zurückzuführen [30, 31]. Die Ausbildung dieses Druckprofils ist in Abbildung 87 illustriert.

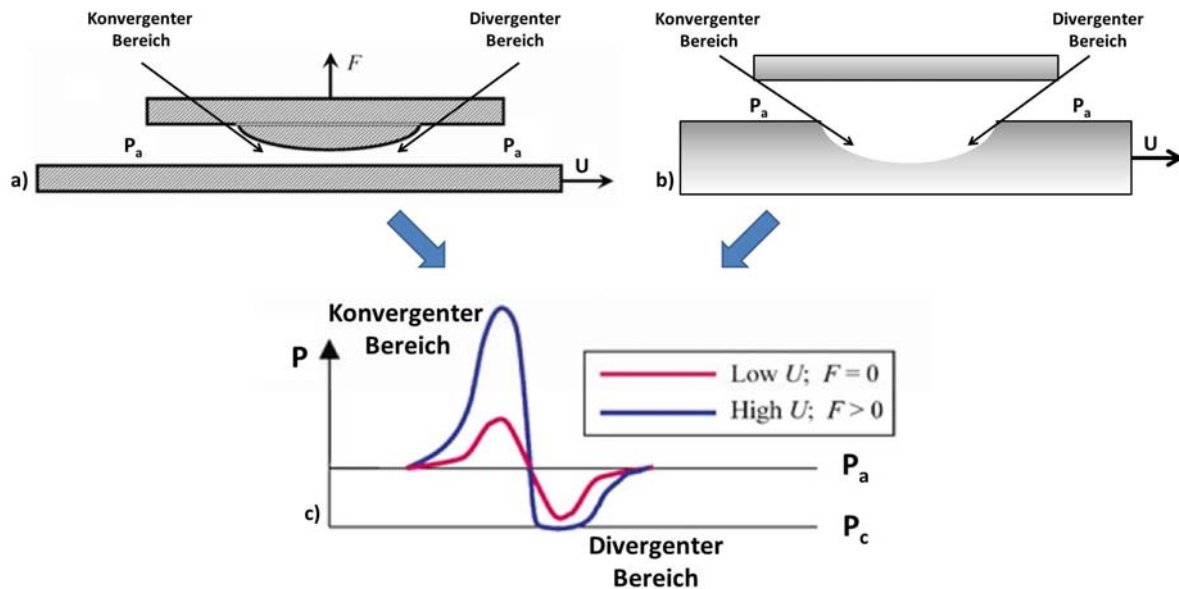


Abbildung 87: Aufbau eines hydrodynamischen Drucks am Beispiel einer definierten Oberflächenstruktur. Es ist dabei anzumerken, dass ein herausragender Überstand (a) und eine nöpfchenförmige Vertiefung (b) eine ähnliche Wirkung hinsichtlich des Druckaufbaus (c) haben [282, 370, 371]. In diesen Abbildungen stellen P_a den Atmosphärendruck und P_c den Kavitationsdruck dar. Im divergenten Druckbereich ist der minimale Druck durch den Kavitationsdruck begrenzt, wohingegen im konvergenten Bereich keine Limitierung des Drucks gegeben ist. Daraus folgt die Ausbildung eines asymmetrischen Druckprofils mit dem Resultat eines positiven Nettodrucks (verändert und ergänzt nach [370]).

Neben diesem Effekt wird von den Punktstrukturen eine zusätzliche Menge an Öl in den Schmierspalt abgegeben, was den Aufbau eines zusätzlichen Drucks weiterhin unterstützt [269, 271, 274]. Die beiden beschriebenen Effekte erklären die Reduktion der Reibkraft bei dieser getesteten Kombination. Im Fall einer strukturierten Scheibe und einer glatten Kugel kann aufgrund fehlender Gravitationseffekte kein zusätzliches Öl in den Schmierspalt abgegeben werden. Da das Öl mit einer ähnlichen Geschwindigkeit wie die Scheibe fließt, kann kein entscheidender Druckaufbau hervorgerufen werden. Kombiniert mit einer höheren Kontaktpressung im Fall einer laserstrukturierten Scheibe führt dies zu einer Erhöhung der Reibkraft.

In weiteren Experimenten wurde die Rollgeschwindigkeit in den Stufen (300, 600, 1500 und 3000 mm/s) variiert und durch eine Variation der Relativgeschwindigkeit von Scheibe und Kugel Gleit-Roll-Verhältnisse von 0 % bis 60 % bzw. 200 % realisiert. Einzig für die größte Geschwindig-

keit von 3000 mm/s konnte maximal ein SRR von 60 % realisiert werden. Dies ist auf apparative Gründe zurückzuführen, so dass die entsprechende Relativgeschwindigkeit der Scheibe nicht weiter gesteigert werden kann, um ein größeres SRR einzustellen.

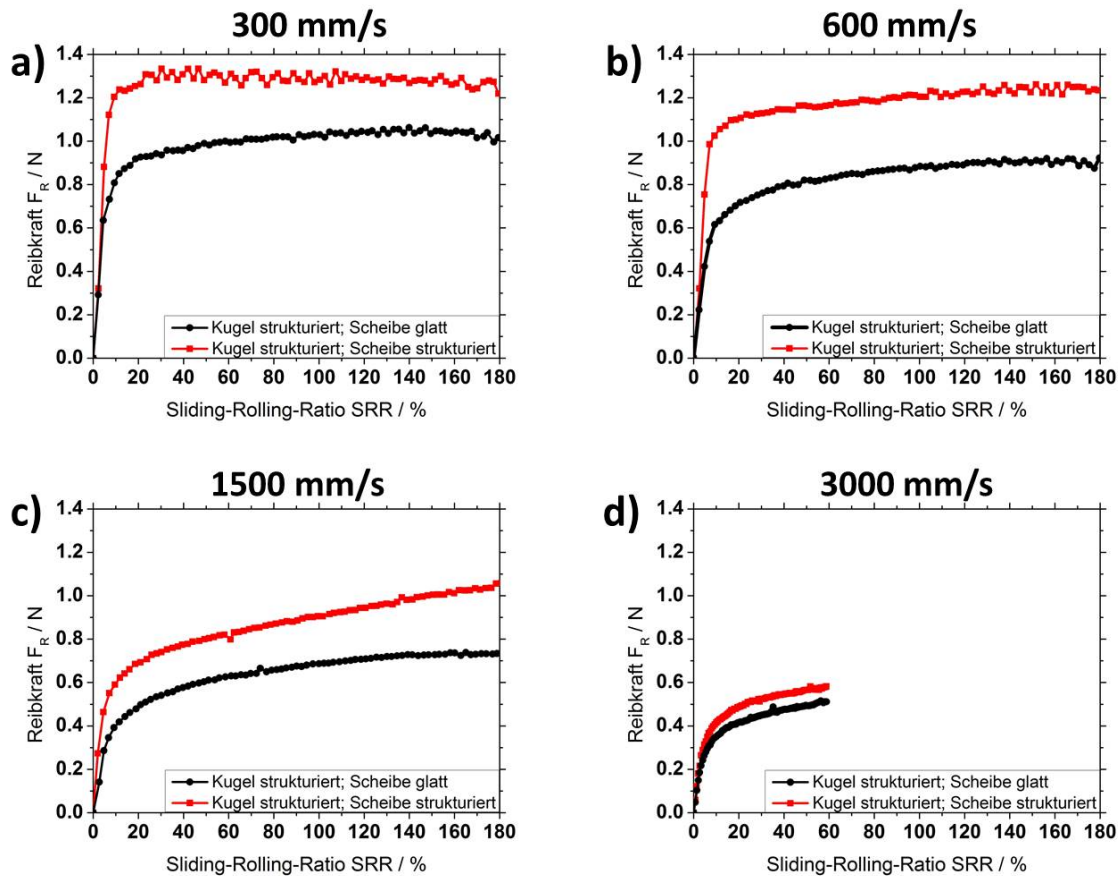


Abbildung 88: Darstellung des Zusammenhangs zwischen der Reibkraft F_R und dem SRR bei den Rollgeschwindigkeiten $v_{\text{Roll}} = 300$ mm/s (a), 600 mm/s (b), 1500 mm/s (c) und 3000 mm/s (d) für die Kombination einer laser-strukturierten Scheibe und einer laser-strukturierten Kugel. Als Referenzfall werden in diesen Diagrammen eine laser-strukturierte Kugel und eine glatte Scheibe betrachtet. Die aufgebrachte Normalkraft beträgt in allen Experimenten 10.7 N, was einer Hertz'schen Pressung von 672.3 MPa entspricht.

Im Fall niedrigerer Rollgeschwindigkeiten, d.h. $v_{\text{Roll}} = 300$ mm/s (Abbildung 88 a) und 600 mm/s (Abbildung 88 b), weist die Kombination einer strukturierten Kugel und einer strukturierten Scheibe über das gesamte SRR eine größere Reibkraft und folglich einen größeren Reibkoeffizienten als die Kombination aus einer strukturierten Kugel und einer glatten Scheibe auf.

Aus Abbildung 88 c und d wird ersichtlich, dass sich der absolute und prozentuale Unterschied im Reibverhalten zwischen den beiden Kombinationen mit zunehmender Rollgeschwindigkeit än-

dert. Bei der maximal untersuchten Rollgeschwindigkeit von 3000 mm/s liegt die Reibkraft der Kombination aus strukturierter Scheibe und strukturierter Kugel noch etwa 10 % über der Reibkraft der Kombination aus strukturierter Kugel und glatter Scheibe.

Abschließend lässt sich festhalten, dass die Kombination von zwei strukturierten Kontaktpartnern im EHL-Punktkontakt bei kleinen Rollgeschwindigkeiten zu einer 25%-igen Erhöhung der Reibkraft führt. Mit zunehmender Rollgeschwindigkeit nimmt diese Wirkung ab und es kommt zu einer Annäherung der Reibkraftverläufe der beiden getesteten Kombinationen. Eine mögliche Erklärung für diesen Effekt kann in der Wechselwirkung des Schmierfilms mit der eingebrachten Oberflächentopographie und somit dem Verhältnis der Schmierfilmdicke zur Strukturtiefe liegen. Um dies zu diskutieren, kann die Schmierfilmdicke im elastohydrodynamischen Punktkontakt durch einen analytischen Zusammenhang nach Dowson und Hamrock [240-242] gemäß folgender Formel abgeschätzt werden zu

$$h_0 = 1.9 \cdot R^{0.46} \cdot \alpha_p^{0.53} \cdot E_{red}^{-0.07} \cdot F_N^{-0.07} \cdot \eta_0^{0.67} \cdot v_h^{0.67}. \quad (5-14)$$

Aus Gleichung 5-14 ist ersichtlich, dass sich die Schmierfilmdicke aus einem Produkt gewichteter Faktoren ergibt. Dieses berücksichtigt sowohl die Geometrie der Festkörper in Form des Ersatzkrümmungsradius R , die elastischen Eigenschaften der beteiligten Festkörper durch den reduzierten E-Modul E_{red} , die Normalkraft F_N , die Viskosität des Schmierstoffs η_0 und die hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit v_h sowie den Zusammenhang zwischen Druck und Viskosität in Form des Druckviskositätskoeffizienten α_p . In diesem Zusammenhang kann die hydrodynamisch wirksame Geschwindigkeit angegeben werden durch

$$v_h = \frac{v_{R1} + v_{R2}}{2}, \quad (5-15)$$

wobei v_{R1} und v_{R2} die Rollgeschwindigkeiten der beteiligten Kontaktflächen darstellen. Dieser analytische Ansatz nach Hamrock und Dowson basiert auf einer stationären, isothermen Betrachtung für den Fall von ideal glatten sowie wohl separierten Oberflächen bei einer laminaren Anströmung [240-242].

Die Berechnung der Ölfilmdicke im EHL-Punktkontakt, basierend auf der analytischen Gleichung nach Hamrock und Dowson unter Vernachlässigung der Oberflächenstrukturierung, ergibt für eine Rollgeschwindigkeit von 300 mm/s eine mittlere Ölfilmdicke von 0.08 μm . Die Ölfilmdicke für die maximale Rollgeschwindigkeit von 3000 mm/s kann mit 0.36 μm abgeschätzt werden. Eine Korrelation der berechneten Ölfilmdicken mit der kombinierten Oberflächenrauheit der laserstrukturierten Kontaktflächen von 0.45 μm ergibt die Schlussfolgerung, dass die positive Wirkung der Oberflächenstrukturierung hinsichtlich eines verbesserten Schmierfilmaufbaus und einer Reibreduktion eintritt, wenn die Schmierfilmdicke in der Größenordnung der Strukturtiefe liegt. Eine weitere Erhöhung der Relativgeschwindigkeit zur betriebsbedingten Vergrößerung der Ölfilmdicke oder eine Reduktion der Strukturtiefe der erzeugten Punktstruktur könnten weiterhin zu einem verbesserten Schmierfilmaufbau bis hin zu einer tatsächlichen Reibreduktion führen. Diese Ergebnisse korrelieren mit den Erkenntnissen von Mourier et al. und Pausch et al., die ebenfalls für Oberflächenstrukturierungen mit Strukturtiefen im unteren Mikrometerbereich nachweisen konnten, dass ein verbesserter Schmierfilmaufbau und eine Reduktion der Reibkraft eintritt, wenn die Ölfilmdicke im Bereich der Strukturtiefe angesiedelt ist [269, 286, 306, 307, 372].

Um die Wechselwirkung zwischen der erzeugten Oberflächenstruktur und der resultierenden Ölfilmdicke detaillierter zu studieren und Rückschlüsse hinsichtlich der Schmierfilmbildung zu ermöglichen, wurde eine numerische Simulation zur Berechnung der richtungsabhängigen Flussfaktoren nach Patir und Cheng durchgeführt [373-376]. Dabei wurde für einen repräsentativen Ausschnitt der Oberflächenstruktur die Reynolds-Gleichung lokal gelöst. Die mit dem WLI gemessene Oberflächentopographie der laserstrukturierten Kugel und Scheibe wurde zur Berechnung der richtungsabhängigen Druckflussfaktoren (ϕ_{xx} und ϕ_{yy}) im Fall beidseitig-strukturierter Kontaktflächen genutzt. Basierend auf gemessenen Oberflächenkennwerten (R_a und R_q) der laserstrukturierten Oberflächen wurde eine numerische Oberfläche mit einer technischen, stochastischen Rauheit nach der Methode von Patir und Cheng erzeugt, die die gleichen Oberflächenkennwerte hinsichtlich R_a und R_q aufweist. Für diese Oberfläche wurden ebenfalls die richtungsabhängigen Druckflussfaktoren (ϕ_x und ϕ_y) kalkuliert, die mit den Ergebnissen der beidseitig-strukturierten Oberflächen verglichen wurden. Dieser Vergleich soll bewerten, inwiefern eine geordnete, periodische Struktur zum Schmierfilmaufbau beiträgt und ob eine stochastische Oberfläche mit gleicher Oberflächenrauheit ähnliche Effekte bezüglich der erzielbaren Schmierfilmdicke erzeugt. Beide Ergebnisse wurden mit dem Druckflussfaktor einer ideal glatten Oberfläche vergli-

chen. Zur numerischen Berechnung der Druckflussfaktoren wurde das Programm *AVL Excite Tool Micro Slide* genutzt. Die Ergebnisse der Berechnung der Druckflussfaktoren sind in Abbildung 89 dargestellt.

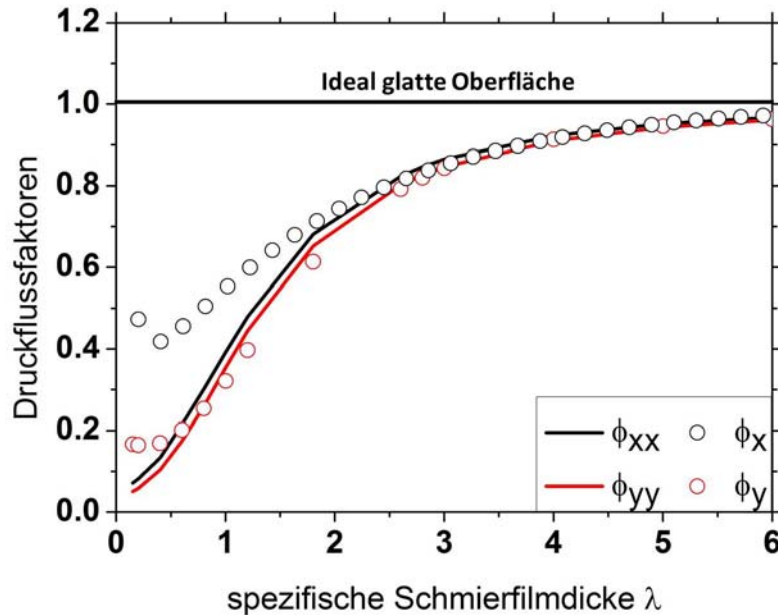


Abbildung 89: Berechnete, richtungsabhängige Druckflussfaktoren (ϕ_{xx} und ϕ_{yy}) in Abhängigkeit der spezifischen Schmierfilmdicke λ für den Fall einer laser-strukturierten Kugel und einer laser-strukturierten Scheibe (jeweils ein Punktmuster mit einer Periode von $6\ \mu\text{m}$ und einer Strukturtiefe von $1\ \mu\text{m}$). Die kombinierte Oberflächenrauheit der beidseitig-strukturierten Kontaktflächen beträgt $0.45\ \mu\text{m}$. Diese werden mit den Druckflussfaktoren (ϕ_x und ϕ_y) einer stochastisch rauhen Oberfläche verglichen, die die gleichen Oberflächenkennwerte wie die laser-strukturierten Oberflächen aufweisen. Der Verlauf des Druckflussfaktors über die spezifische Schmierfilmdicke für eine ideal glatte Oberfläche ist ebenfalls dargestellt.

Abbildung 89 vergleicht die numerisch berechneten, richtungsabhängigen Druckflussfaktoren in Abhängigkeit der spezifischen Schmierfilmdicke λ für beidseitig-strukturierte, periodische Oberflächen (Punktmuster), stochastisch raue Oberflächen mit identischen Rauheitskennwerten und ideal glatten Oberflächen. Im Fall von ideal glatten Oberflächen ergibt sich ein resultierender, richtungsunabhängiger Druckflussfaktor von 1, der unabhängig von der spezifischen Schmierfilmdicke ist. Somit existiert für eine ideal glatte Oberfläche keine Behinderung des Ölflusses, so dass Öl ungehindert den Schmierspalt zwischen den Oberflächen passieren kann. Folglich kann im Fall von ideal glatten Oberflächen kein zusätzlicher Druck aufgebaut werden. Die Druckflussfaktoren (ϕ_{xx} und

ϕ_{yy}) für die laser-strukturierten Kontaktpartner sind nahezu unabhängig von der betrachteten Richtung. Dies kann mit der isotropen Punktstruktur erklärt werden, die zu keiner Asymmetrie in den Fließeigenschaften führt. Weiterhin sind die resultierenden Druckflussfaktoren von der spezifischen Schmierfilmdicke abhängig. Nimmt die spezifische Schmierfilmdicke Werte größer als 6 an, so besteht nur ein sehr geringer Unterschied zwischen den Druckflussfaktoren der ideal glatten und der laser-strukturierten Oberflächen. Ist die spezifische Schmierfilmdicke allerdings kleiner als 6, so ergibt sich eine signifikante Abweichung im Fall der laser-strukturierten Oberflächen. Gerade im Bereich kleiner Ölfilmdicken ($\lambda < 1.5$) weichen die Druckflussfaktoren stark von den Werten der ideal glatten Oberfläche ab und weisen kleine Absolutwerte im Bereich von 0.2 auf. Daraus resultiert, dass für laser-strukturierte Kontaktflächen ein verringerter Ölfluss aus dem Schmier-spalt vorliegt und somit eine größere Menge an Öl im Kontakt verbleibt [375]. Aufgrund der im Schmier-spalt vorhandenen, größeren Ölmenge, kann ein höherer zusätzlicher Druck aufgebaut werden, da dieser entscheidend von der Menge an Schmieröl im Kontaktbereich abhängig ist. Eine signifikante Reduktion des Ölflusses kann bis zu einer spezifischen Schmierfilmdicke von 2 erreicht werden, was wiederum das Ergebnis unterstreicht, dass die Struktur-tiefe einer effizienten Oberflächen-strukturierung im Bereich der Ölfilmdicke liegen sollte.

Für die numerisch erzeugte, technische Oberfläche sind richtungsabhängige Druckflussfaktoren zu erkennen. Da die erzeugte Laserstruktur keine perfekte Punktstruktur darstellt, weisen die laser-strukturierten Kontaktflächen unterschiedliche Oberflächenkennwerte in x- und y-Richtung auf. Folglich ergeben sich unterschiedliche Druckflussfaktoren für die numerisch erzeugten Oberflächen. Der positive Effekt der deterministischen, periodischen Struktur wird bei dem Vergleich mit den Druckflussfaktoren für eine stochastische, raue Oberfläche mit gleichen Oberflächenkennwerten sichtbar. Im Bereich kleiner spezifischer Schmierfilmdicken ($\lambda < 2$) ist eine Abweichung zwischen den Druckflussfaktoren der deterministischen und stochastischen Oberfläche zu erkennen. Folglich ist es im Fall einer stochastischen Oberfläche mit gleichen Rauheitskennwerten ebenfalls möglich positive Effekte hinsichtlich des Druckaufbaus, der Vergrößerung der Schmierfilmdicke und der Reibkraftreduktion hervorzurufen. Allerdings zeigt die Berechnung der Druckflussfaktoren auch, dass durch periodische, laser-strukturierte Oberflächen weitere Verbesserungen erzielt werden können. Somit sind die positiven Effekte hinsichtlich der Verbesserung der tribologischen Eigenschaften auf die Wirkung der periodischen Oberflächenstruktur zurückzuführen.

5.4 Hydrodynamische Reibung

Die tribologische Effizienz und Wirksamkeit von laser-strukturierten Oberflächen unter hydrodynamischen Bedingungen wurde mit Hilfe eines Versuchsstands am Imperial College in London untersucht. Dieser gestattet eine simultane Messung der Ölfilmdicke basierend auf laser-induzierter Fluoreszenz sowie der Reib- und Normalkraft. Eine Kalibration dieser genannten Messgrößen gewährleistet reproduzierbare Testbedingungen und garantiert somit aussagekräftige Versuchsergebnisse.

5.4.1 Kalibration des Versuchsstands

Zur Kalibration der Reibkraft wird der Belastungsarm mit Totgewichten (0.098 bis 1 N) in tangentialer Richtung belastet und das Spannungssignal des Sensors in Abhängigkeit der angelegten Kraft gemessen. Spannungssignale wurden jeweils für den Be- und Entlastungszyklus aufgenommen und anschließend das arithmetische Mittel gebildet. Die so ermittelten Werte werden gegen die Belastung aufgetragen. Eine Belastung des Arms in Normalrichtung (0.098 bis 40 N) dient zur Kalibration der Dehnungsmessstreifen, die zur Bestimmung der Normalkraft genutzt werden. Die gemittelten Spannungswerte der Be- und Entlastungszyklen werden wiederum gegen die angelegte Kraft aufgetragen. In Abbildung 90 sind die Kalibrationskurven für die Normal- und Reibkraft dargestellt.

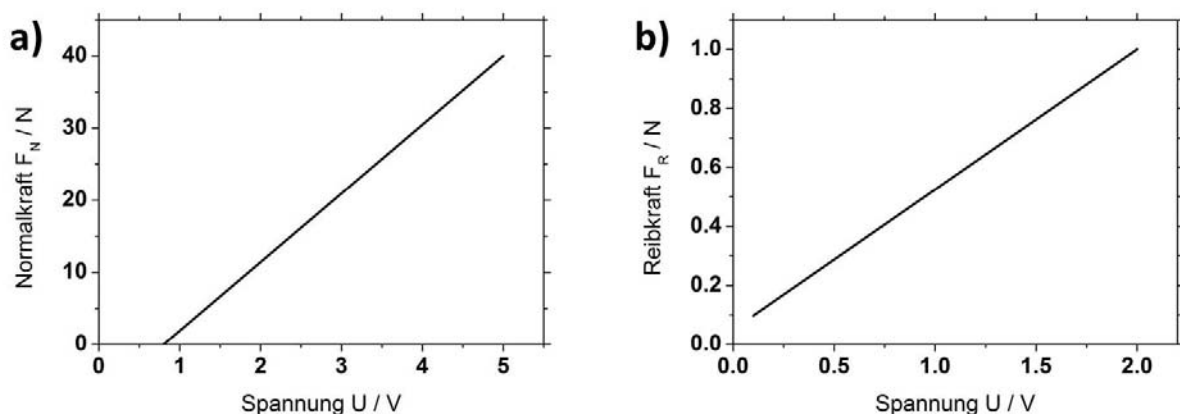


Abbildung 90: Gemessene Spannungs-Kraft-Kurven zur Kalibration der Normal- (a) und Reibkraft (b).

Um die Ölfilmdicke zu kalibrieren, wird ein transparenter Objektträger mit bekannter Dicke mittels Epoxidharz auf ein Siliziumsubstrat geklebt. Die Höhe des Objektträgers wird mit Hilfe eines WLI bestimmt und beträgt ca. 150 μm . Diese Anordnung ist auf ein Stahlsubstrat aufgeklebt, wobei dieses genutzt wird, um im Versuchsstand eine definierte Höhe einzustellen. Eine schematische Darstellung dieser Kalibrationsmethode ist in Abbildung 91 zu erkennen.



Abbildung 91: Schematische Darstellung der experimentellen Anordnung zur Kalibration der Ölfilmdicke. Dazu wird ein Objektträger auf einem Siliziumsubstrat genutzt, um eine definierte Schmierstoffhöhe einzustellen und somit die resultierenden Graustufenbilder der laser-induzierten Fluoreszenzmessung mit der entsprechenden Schmierstoffhöhe korrelieren zu können (verändert nach [302]).

Mit Hilfe einer Pipette wird das Siliziumsubstrat vollständig mit Öl bedeckt und in den hydrodynamischen Versuchsstand eingebaut. Anschließend wird diese mit einer Normalkraft von 2 N gegen die transparente Glasscheibe gedrückt, wobei zu beachten ist, dass der Probenhalter in alle Raumrichtungen frei verkippbar ist. Eine schematische Skizze der eingebauten Kalibrationsanordnung im Versuchsstand ist in Abbildung 92 gegeben.

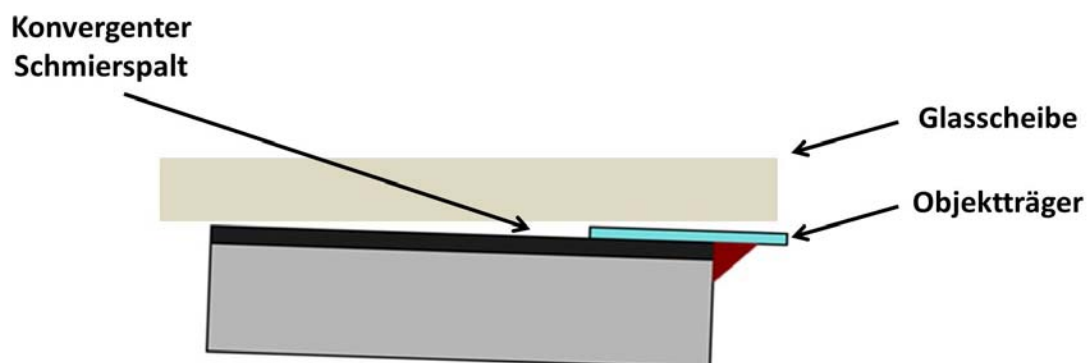


Abbildung 92: Schematische Darstellung der eingebauten Kalibrationsanordnung zur Einstellung eines konvergenten Schmierspalts mit definierter Schmierspalthöhe.

Aus Abbildung 92 ist ersichtlich, dass sich ein Gleichgewichtszustand einstellt, in dem nur die vorderste Kante des Siliziumsubstrats und die höchste Stelle des Objektträgers Kontakt zur Glas-scheibe aufweisen. Daraus ergibt sich ein konvergenter Schmierspalt mit einer linear ansteigenden Schmierspalthöhe. Mittels laser-induzierter Fluoreszenz können mit dieser Kalibrationsanordnung in äquidistanten Abständen Graustufenbilder aufgenommen und direkt mit der entsprechenden Schmierspalthöhe korreliert werden, so dass eine Kalibration der Ölfilmdicke möglich ist. Das Resultat dieser Kalibration ist in Abbildung 93 dargestellt.

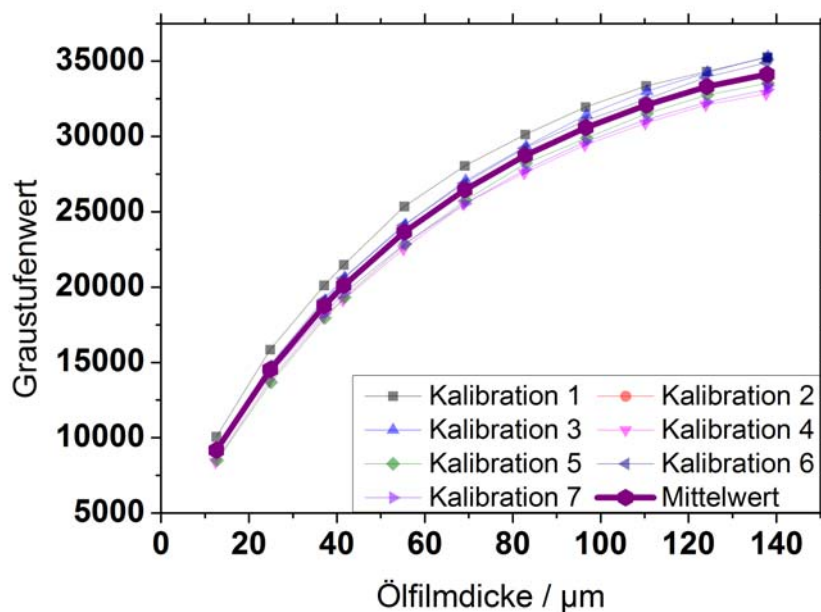


Abbildung 93: Exemplarische Darstellung von sieben Kalibrationskurven, in denen der resultierende Graustufenwert mit der Ölfilmdicke korreliert wird. Zur Auswertung der tribologischen Messungen mit polierten und laserstrukturierten Oberflächen wurde eine Mittelwertkurve der Kalibrationskurven berechnet und alle tribologischen Messungen basierend auf dieser Kurve ausgewertet.

Abbildung 93 zeigt exemplarisch sieben aufgenommene Kalibrationskurven und die dazugehörige Mittelwertkurve. Generell ist in den Kurven der gleiche Verlauf erkennbar, woraus gefolgert werden kann, dass sich die Ölfilmdicke mit dieser Methode reproduzierbar kalibrieren lässt. Durch die berechnete Mittelwertkurve kann der Graustufenwert zuverlässig der entsprechenden Ölfilmdicke zugeordnet werden. Einzig im Bereich von Ölfilmdicken größer als 80 μm gestaltet sich die Zuordnung der Ölfilmdicke zum entsprechenden Graustufenwert aufgrund des asymptotischen

Verhaltens der Kurve schwieriger, da kleine relative Änderungen im Graustufenwert eine große Änderung der Ölfilmdicke bewirken können.

Neben der Kalibration der Normal- und Reibkraft sowie der Ölfilmdicke wurde auch die Viskosität des Schmieröls kalibriert. Eine Variation der Öltemperatur aufgrund des Pumpmechanismus [302], der die Ölzufuhr gewährleistet, kann eine Änderung der Ölviskosität induzieren. Durch die numerische Auswertung der Reynolds-Gleichung werden die experimentell bestimmte Ölfilmdicke und Reibkraft mit theoretischen Werten verglichen. Für diese Berechnungen stellt die Viskosität eine direkte Eingangsgröße dar. Diese Tatsache verdeutlicht die Notwendigkeit, die Temperatur-Viskositäts-Abhängigkeit des verwendeten Schmierstoffs exakt zu bestimmen, um korrekte Eingangsgrößen für die Simulation zu generieren. Die experimentell bestimmte Abhängigkeit (Platte-Platte-Rheometer) ist in Abbildung 94 dargestellt.

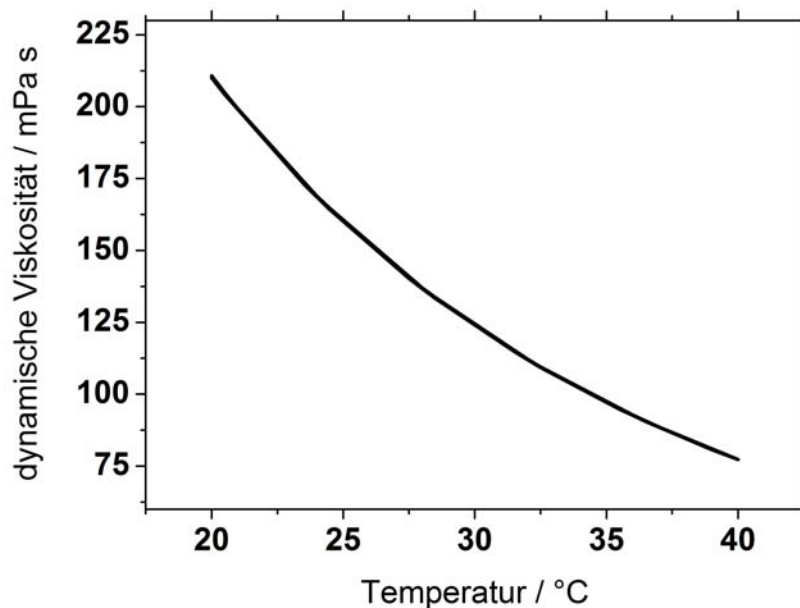


Abbildung 94: Experimentell bestimmte Temperatur-Viskositäts-Abhängigkeit des verwendeten, unadditvierten Mineralöls.

Abbildung 94 zeigt, dass die Ölviskosität in Abhängigkeit der Temperatur signifikant unterschiedliche Werte annehmen kann. Somit ist es wichtig in der numerischen Simulation den korrekten, zur gemessenen Temperatur zugehörigen, Viskositätswert als Eingangsparameter zu verwenden. Dies wird sichergestellt, in dem für jedes Experiment die aktuelle Temperatur aufgezeichnet und in

der Simulation mit der aufgezeichneten Temperatur-Viskositäts-Kurve korreliert wird. Anzumerken ist in diesem Zusammenhang, dass die Viskosität über einen breiten Temperaturbereich kalibriert wurde. In den experimentellen Messungen wurden Temperaturschwankungen im Bereich von 24.1 bis 31.5 °C tabelliert.

5.4.2 Probenherstellung und Experimentdesign

In einer Doktorarbeit (angefertigt am Imperial College) wurden unterschiedliche Oberflächenstrukturen auf Silizium hinsichtlich ihrer tribologischen Eigenschaften verglichen [302]. Aus den Ergebnissen der Dissertation konnte geschlussfolgert werden, dass eine Einzeltasche (Abmessungen 7 mm x 7 mm und Strukturtiefe 30 µm), die am Öleinlass situiert ist, wie eine Rayleigh-Stufe (große Einzeltasche über die gesamte Lagerbreite mit scharfer Kante) wirkt und somit zu einer verbesserten Ölfilmdicke sowie Tragfähigkeit führt [302]. Um eine direkte Vergleichbarkeit mit diesen Ergebnissen zu gewährleisten, wurden die maximal strukturierte Fläche und die Position der Oberflächenstrukturierung auf dem Siliziumsubstrat beibehalten. Eine schematische Skizze der Abmessungen der Probe und des strukturierten Bereichs ist in Abbildung 95 gegeben.

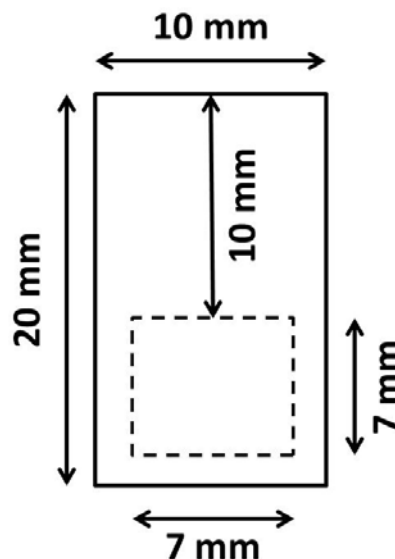


Abbildung 95: Schematische Darstellung der Probendimensionen und der laser-strukturierten Fläche mit entsprechenden Abmessungen.

Diese Geometrie und Abmessungen wurden in [302] mit Hilfe einer numerischen Simulation als optimale Strukturparameter abgeschätzt und durch experimentelle Messungen validiert. Anzu-merken ist, dass nach Vorhersage der Simulation die Oberflächenstruktur nur partiell auf dem tri-bologischen Gegenkörper aufgebracht werden sollte. Dies korreliert mit den experimentellen und simulativen Befunden aus [285, 286, 294, 377], die ebenfalls eine partielle Oberflächenstrukturie-rung als besonders vorteilhaft einstufen. Neben der Einzeltasche, die sich in [302] als effektivstes Strukturmuster unter hydrodynamischer Reibung herausgestellt hat, wurde jeweils ein Linien-, Kreuz- und Punktmuster hergestellt. Eine schematische Darstellung der erzeugten Oberflächen-strukturen ist in Abbildung 96 gegeben.

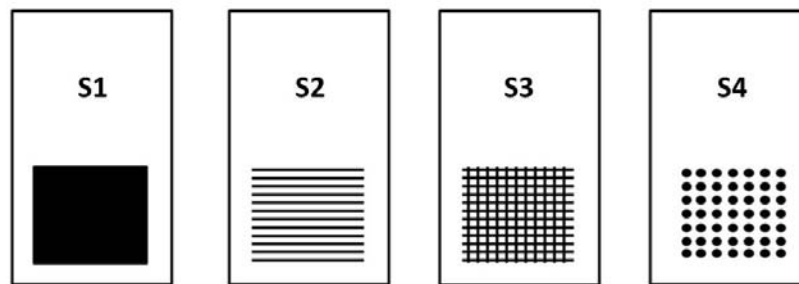


Abbildung 96: Schematische Darstellung der hergestellten Strukturmuster (Einzeltasche S1; Linienstruktur S2; Kreuzstruktur S3 und Punktstruktur S4) mit dazugehöriger Nomenklatur. Es ist ersichtlich, dass die Position der unterschiedlichen Strukturmuster für alle Proben konstant gehalten wurde.

Die Wahl der weiteren Strukturmuster lässt sich durch eine umfassende Literaturstudie begrün-den. Basierend auf dieser Studie kann festgehalten werden, dass eine Punktstruktur in der Fachli-teratur auch als Näpfchenstruktur bezeichnet wird. Dieses Strukturmuster wird aufgrund der ein-fachen Herstellung am häufigsten in experimentellen Studien und numerischen Simulationen ver-wendet [286, 294, 299, 300, 305, 306, 308]. Aus diesem Grund ist die Wirkung dieses Strukturmus-ters unter hydrodynamischen Schmierungsbedingungen am besten erforscht. Unterschiedliche Mechanismen, wie zum Beispiel die Ausprägung eines asymmetrischen Druckprofils bzw. einer Sogwirkung und eine Erhöhung des Ölflusses in den konvergenten Schmierespalt aufgrund von Ka-vitationseffekten, tragen zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften, insbesondere zu ei-ner Vergrößerung der Schmierfilmdicke und einer Erhöhung der Tragfähigkeit, bei [30, 31, 295,

299, 304, 306]. Weiterhin stellt eine Linienstruktur ein häufig untersuchtes Strukturmuster dar, da mit diesem Muster Anisotropieeffekte durch die Orientierung der Oberflächenstruktur zur Fließrichtung des Öls untersucht werden können [298, 300, 307]. Falls die Oberflächenstruktur senkrecht zur Fließrichtung des Öls orientiert ist, kann ein zusätzlicher hydrodynamischer Druck an den Linienstrukturen aufgebaut werden [300, 307]. Nachteilig bei dieser Orientierung ist allerdings, dass keine seitliche Behinderung des Ölflusses existiert und somit das Linienmuster in senkrechter Anordnung zu einer erhöhten Leckage neigt. Dies verringert das Schmierstoffangebot im Schmierpalt und kann zu einer Kompensation des zusätzlichen Drucks bis hin zu einer Verschlechterung der Tragfähigkeit führen [300, 307]. Eine Orientierung des Linienmusters parallel zur Fließrichtung des Öls kann den Ölstrom vergrößern und somit eine größere Menge an Schmierstoff im konvergenten Schmierpalt zur Verfügung stellen. Wenn sich die Menge an Schmieröl bei gleichbleibendem Platzangebot vergrößert, induziert dies bei einem inkompressiblen Fluid eine Erhöhung der Tragfähigkeit [300, 307]. Da sich ein Kreuzmuster aus parallel und senkrecht zum Ölfluss ausgerichteten Strukturanteilen zusammensetzt, soll evaluiert werden, ob der vergrößerte Ölfluss (parallele Strukturmuster) und der zusätzliche hydrodynamische Druck (senkrechte Strukturmuster) zu einer Verbesserung der tribologischen Eigenschaften in Abhängigkeit des globalen Konvergenzverhältnisses führen. Das Resultat der Oberflächenstrukturierung mittels Ultrakurzpuls laser ist in Abbildung 97 dargestellt.

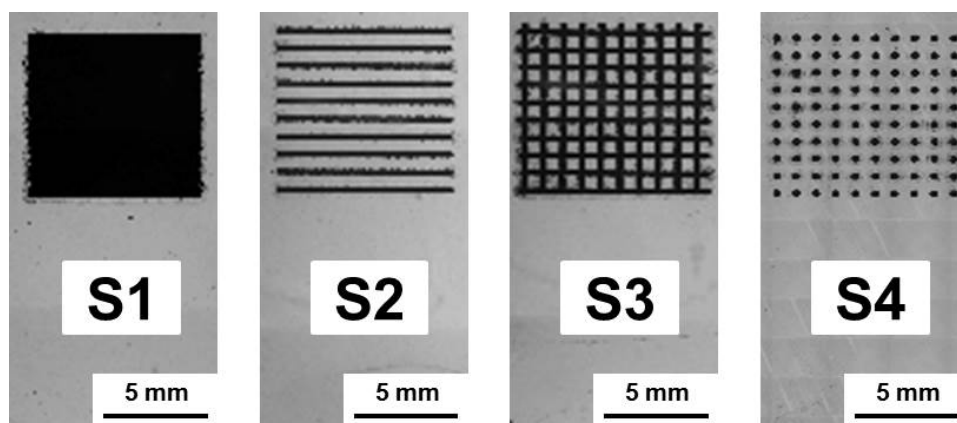


Abbildung 97: Makroaufnahmen der hergestellten Oberflächenstrukturen (Einzeltasche, Linien-, Kreuz- und Punktstruktur) durch eine Strukturierung mit einem Ultrakurzpuls laser auf einem Siliziumsubstrat mit einer Größe von 10 x 20 mm².

Aus Abbildung 97 ist ersichtlich, dass die Oberflächenstrukturierung mit einem Ultrakurzpuls-Laser zu exakt definierten Strukturmustern mit hoher Reproduzierbarkeit führt. Durch die Verwendung von Laserstrahlung mit einer Pulsdauer im Bereich von 300 fs können weiterhin unerwünschte Schmelzaufwürfe vermieden werden. Daher entfällt ein zusätzlicher Polierschritt zur Entfernung dieser Aufwürfe. Die charakteristischen Strukturabstände für jedes Oberflächenmuster sind in Tabelle 19 zusammengefasst.

Strukturmuster	Information zum Strukturmuster	Periode / mm	Strukturbreite / mm	Strukturtiefe / μm
Einzeltasche S1	Strukturierte Fläche: $7 \times 7 \text{ mm}^2$	/	7	36.68 ± 5.67
Linienmuster S2	10 Linien (Strukturlänge 7 mm)	0.7	0.23 ± 0.01	33.54 ± 2.54
Kreuzmuster S3	10 x 10 Linien (Strukturlänge 7 mm)	0.7	0.24 ± 0.01	39.13 ± 4.03
Punktmuster S4	10 x 10 Näpfchen	0.7	0.26 ± 0.01	38.43 ± 5.45

Tabelle 19: Zusammenfassung der charakteristischen Strukturgrößen und -abstände, die mittels WLI für alle erzeugten Oberflächenstrukturen ausgewertet wurden.

Für alle periodischen Oberflächenstrukturen (Linien-, Kreuz- und Punktmuster) wurden eine Periodizität von 0.7 mm und eine Strukturbreite von nominell 0.23 mm eingestellt, so dass eine direkte Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse gewährleistet ist. Hinsichtlich der Strukturbreite sind kleine Abweichungen zu erkennen, wobei der relative Fehler mit weniger als 5 % angegeben werden kann. Bezüglich der Strukturtiefe wurde für alle strukturierten Proben eine nominelle Tiefe von 35 μm eingestellt, wobei bei diesem Strukturparameter der größte Fehler von 15 % bei der Einzeltasche S1 auftritt. Zur Erzeugung dieses Strukturmusters wird der Laserstrahl kammartig über die zu strukturierende Fläche gerastert, wobei die Verfahrensgeschwindigkeit, der Strahldurchmesser und der Versatz den Überlapp bestimmen. Dies führt zu einer leichten Abweichung in der resultierenden Strukturtiefe. Unter Einbeziehung der relativen Standardabweichungen überschneiden sich die Strukturtiefen der hergestellten Strukturmuster, so dass auch für diesen Parameter die Vergleichbarkeit gegeben ist. Eine Literaturstudie belegt, dass eine Oberflächenstrukturierung nur dann die tribologischen Eigenschaften unter hydrodynamischer Schmierung verbessert, wenn die Strukturtiefe im Bereich der minimalen Ölfilmdicke anzusiedeln ist [286, 294, 306,

307]. Da im verwendeten Versuchsstand eine minimale Ölfilmdicke unter den genutzten Normalkräften (5 und 10 N) von ca. 20 μm zu erwarten ist, wurde eine Strukturtiefe von 35 μm gewählt und entsprechend das Konvergenzverhältnis zur Variation der minimalen Schmierfilmdicke verändert.

Neben der experimentellen Untersuchung der laser-strukturierten Oberflächen wurde auch eine unstrukturierte Referenzoberfläche tribologisch charakterisiert. Abbildung 98 illustriert die experimentelle Anordnung aller getesteten Probenkombinationen in Abhängigkeit der entsprechenden Probenorientierung.

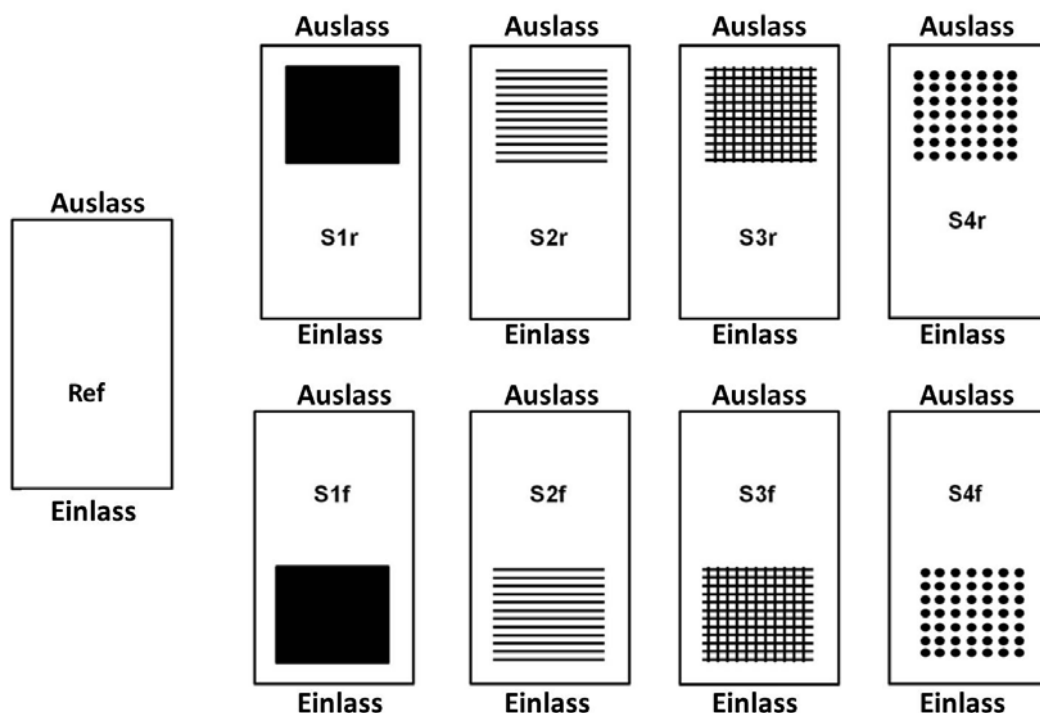


Abbildung 98: Schematische Darstellung der experimentellen Anordnung der untersuchten Proben in Abhängigkeit der Position der Oberflächenstrukturierung. Falls die Oberflächenstruktur am Öleinlass platziert ist, enthält das Kürzel ein zusätzliches ‚f‘. Befand sich die strukturierte Fläche am Ölauslass, so wurde dem Kürzel ein ‚r‘ hinzugefügt.

Aus Abbildung 98 ist ersichtlich, dass die Position der Oberflächenstruktur variiert wurde und somit die Wirksamkeit der Struktur in Abhängigkeit der Position relativ zum Öleinlass und -auslass untersucht werden konnte. Aus der Literatur ist bekannt, dass in einem konvergenten Schmier-spalt die Lage der Oberflächenstruktur ein wichtiger Parameter ist und der Effekt der Strukturierung in Abhängigkeit der Position variieren kann [305, 377].

Nach der Kalibration aller beteiligten Komponenten des Versuchsstands und der Reinigung der Proben, wurden diese unter einem bestimmten, zunächst unbekannten, Konvergenzwinkel in den Probenhalter eingebaut. Anschließend wurde mit Hilfe von laser-induzierter Fluoreszenz, gemäß Abbildung 99, an vier definierten Punkten ein Graustufenbild aufgenommen und mit Hilfe der Kalibrationskurve die resultierende Ölfilmdicke berechnet.

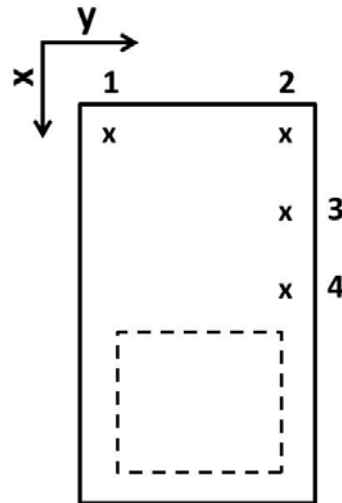


Abbildung 99: Schematische Darstellung der Messpunkte zur Aufnahme von Graustufenbildern mittels laser-induzierter Fluoreszenz zur Bestimmung des Konvergenzverhältnisses in x- und y-Richtung. Messpunkt 1 und 2 haben jeweils 0.8 mm Abstand in beiden Richtungen von der oberen linken bzw. rechten Probenkante. Der Abstand zwischen Messpunkt 2 und 3 bzw. Messpunkt 3 und 4 beträgt 3 mm. Es ist zu beachten, dass dieses Schema nicht maßstabsgetreu gezeichnet wurde.

Die Messpunkte 1 und 2 wurden genutzt, um das Konvergenzverhältnis in y-Richtung und die minimale Ölfilmdicke am Ölauslass zu bestimmen. Aufgrund der unterschiedlichen Fließgeschwindigkeit des Öls in radialer Richtung stellt sich ein leicht verkippter Gleichgewichtszustand ein. Die Messpunkte 2, 3 und 4 werden zur Auswertung des Konvergenzverhältnisses in x-Richtung benötigt. In diesem Zusammenhang ist anzumerken, dass das Konvergenzverhältnis in x-Richtung maßgeblich zur Tragfähigkeit beiträgt und die tribologischen Eigenschaften bestimmt. Aus diesem Grund wird im Folgenden immer das Konvergenzverhältnis in x-Richtung betrachtet und als Konvergenzverhältnis bezeichnet.

5.4.3 Tribologische Ergebnisse

In diesem Unterkapitel werden die tribologischen Ergebnisse der neun unterschiedlichen Konfigurationen (vier Strukturmuster mit zwei unterschiedlichen Orientierungen bezüglich des Ölflusses und eine unstrukturierte Referenzoberfläche) hinsichtlich der gemessenen minimalen Ölfilmdicke, der Reibkraft und des bestimmten Reibkoeffizienten bei konstanter Normalkraft gegenübergestellt. Neben dem Vergleich der experimentellen Daten werden in den entsprechenden Diagrammen auch die Ergebnisse einer numerischen Simulation zur Bestimmung der Ölfilmdicke, der Reibkraft und des Reibkoeffizienten dargestellt. Somit ist ein direkter Vergleich der experimentellen und numerischen Daten möglich. Die numerische Simulation beruht in diesem Zusammenhang auf der Lösung der Reynolds-Gleichung, die als eine gute Approximation der vorherrschenden tribologischen Verhältnisse unter hydrodynamischen Bedingungen betrachtet werden kann [287, 377]. Abbildung 100 fasst alle experimentellen und numerischen Daten hinsichtlich der minimalen Ölfilmdicke für alle getesteten Proben in Abhängigkeit der Normalkraft und unabhängig vom eingestellten Konvergenzverhältnis zusammen.

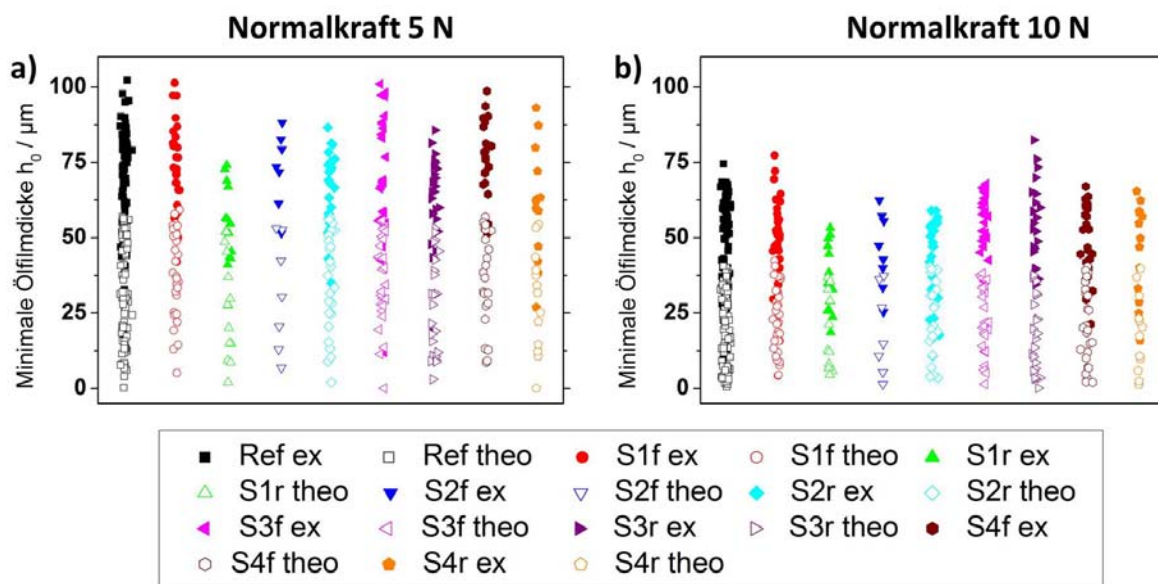


Abbildung 100: Vergleichende Gegenüberstellung der experimentell ermittelten (ausgefüllte Symbole) und numerisch berechneten Daten (offene Symbole) für die minimale Ölfilmdicke am Ölauslass aller getesteten Konfigurationen. Die Daten werden für beide Normalkräfte separat dargestellt. Weiterhin sei angemerkt, dass in diesen Diagrammen alle experimentell ermittelten Daten unabhängig von der eingestellten Konvergenz dargestellt sind. Es sei angemerkt, dass jeder experimentelle bzw. numerische Datenpunkt einer Einzelmessung entspricht. Die numerische Berechnung wurde von Dr. Simon Medina des Imperial College durchgeführt.

Generell ist aus diesen Abbildungen zu erkennen, dass die experimentellen und numerischen Daten der Ölfilmdicke eine große Streuung aufweisen. Die Ursache für diese Streuung liegt in der Tatsache begründet, dass unterschiedliche Konvergenzverhältnisse von 0.1 bis 18 eingestellt wurden und somit die Ölfilmdicke am Ölauslass stark differiert. Ein genereller Vergleich der experimentellen und numerischen Daten zeigt, dass die numerischen Werte den generellen experimentellen Trend widerspiegeln. Abhängig von der Normalkraft ist zu erkennen, dass die ermittelten Ölfilmdicken mit zunehmender Normalkraft abnehmen. Dies kann auch in den numerischen Befunden abhängig von der eingestellten Normalkraft festgestellt werden. Eine detaillierte Betrachtung der experimentellen und numerischen Ölfilmdicken für die unstrukturierte Referenz verdeutlicht, dass die numerischen Daten die experimentell ermittelten Ölfilmdicken unterschätzen. Dies ist auf den Simulationscode zurückzuführen, der die Reynolds-Gleichung löst, allerdings Kavitationseffekte und Masseerhaltung im Volumenelement vernachlässigt. Werden diese beiden Effekte in der Simulation nicht berücksichtigt, kann dies zu einer Unterschätzung der Ölfilmdicke und der Tragfähigkeit führen [294, 304-306]. Trotz der Vernachlässigung dieser Effekte und der Unterschätzung der Ölfilmdicke sowie der Tragfähigkeit eignet sich dieser numerische Ansatz, um den generellen experimentellen Trend zu validieren [287, 377]. Für die laser-strukturierten Oberflächen zeigt sich unabhängig von der eingestellten Orientierung und Normalkraft ebenfalls eine numerische Unterschätzung der Ölfilmdicke. Dennoch wird auch für die laser-strukturierten Proben der generelle experimentelle Trend gut durch die Simulation abgebildet. Im Fall der laser-strukturierten Proben sei allerdings noch angemerkt, dass die numerischen Simulationen lediglich die Ölfilmdicke einer äquivalenten, unstrukturierten Referenzoberfläche angeben, wobei die entsprechende Oberflächenstruktur nicht in die Simulation einbezogen wurde. Die erhöhte, experimentell bestimmte Ölfilmdicke für die laser-strukturierten Oberflächen im Vergleich zu den numerischen Befunden ist einerseits auf die Unterschätzung der Ölfilmdicke durch die Simulation und andererseits auf den Einfluss des Strukturmusters zurückzuführen.

Ein Vergleich der experimentell ermittelten Ölfilmdicken der laser-strukturierten Oberflächen mit den Daten der Referenz lässt verschiedene Schlussfolgerungen bezüglich der Wirkung der unterschiedlichen Strukturmuster zu. Die Einzeltasche am Öleinlass (S1f) induziert Ölfilmdicken, die mit den Werten der Referenzoberfläche vergleichbar sind. Dies korreliert mit der hydrodynamischen Schmierungstheorie, die für eine Rayleigh-Stufe das beste tribologische Verhalten hinsichtlich der maximalen Ölfilmdicke und Tragfähigkeit vorhersagt [83, 294]. Eine Einzeltasche am Ölein-

lass unterstützt nach Fowell und Olver durch eine Sogwirkung den Druckaufbau und führt somit zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit [30, 31]. Ist die Einzeltasche allerdings am Ölauslass platziert, führt dies gemäß Abbildung 100 zu einer Verringerung der maximal erreichbaren Ölfilmdicke, da am Ölauslass diese Sogwirkung nur bedingt auftreten kann. Diese Ergebnisse belegen direkt die unterschiedliche Wirkung dieses Strukturmusters in Abhängigkeit der Position der Oberflächenstruktur.

Die Linienstruktur, verglichen mit der unstrukturierten Referenzoberfläche, führt unter hydrodynamischen Bedingungen unabhängig von der eingestellten Normalkraft und Position der Struktur zu einer Verringerung der maximal erreichbaren Ölfilmdicke am Ölauslass. Der positive Effekt des Druckaufbaus an Linienstrukturen, die senkrecht zur Fließrichtung des Öls ausgerichtet sind, wird somit von dem negativen Effekt der seitlichen Leckage überkompensiert [300, 307]. Da die Linienstruktur keine seitliche Barriere für das Öl aufweist, führt dies zu einem erhöhten seitlichen Fluss und folglich zur Reduktion der Ölfilmdicke im Schmierspalt. Für die punktförmige Näpfchenstruktur lässt sich konstatieren, dass diese maximal zu einer ähnlichen Ölfilmdicke im Vergleich zur Referenzoberfläche führt. Die Kreuzstrukturierung ruft eine leichte Erhöhung der Ölfilmdicke hervor. Im Fall einer Normalkraft von 5 N zeigt die Kreuzstruktur am Öleinlass eine leicht erhöhte Ölfilmdicke, wohingegen bei 10 N die Kreuzstruktur dieses Verhalten am Auslass aufweist. Da die Kreuzstruktur aus parallel und senkrecht zum Ölfluss angeordneten Linienstrukturen besteht, kann einerseits ein zusätzlicher hydrodynamischer Druck aufgebaut werden. Andererseits wird durch die Strukturen parallel zur Fließrichtung ein erhöhter Ölfluss in den konvergenten Schmierspalt generiert, der zu einem weiteren Anstieg in der Ölfilmdicke und der Tragfähigkeit führt [300, 307]. Abschließend ist festzuhalten, dass nur durch die Berücksichtigung des Konvergenzverhältnisses ein Vergleich der Oberflächenstrukturen mit der unstrukturierten Referenzoberfläche möglich ist. Nach der Darstellung der Ergebnisse hinsichtlich der Reibkraft und des Reibkoeffizienten wird dies durch eine Auftragung der Tragfähigkeit gegen das Konvergenzverhältnis ermöglicht.

Neben der Ölfilmdicke wurde die Reibkraft für alle getesteten Konfigurationen in Abhängigkeit der eingestellten Normalkraft gemessen. Abbildung 101 zeigt einen Vergleich der experimentell bestimmten und numerisch abgeschätzten Reibkraft für alle neun Proben.

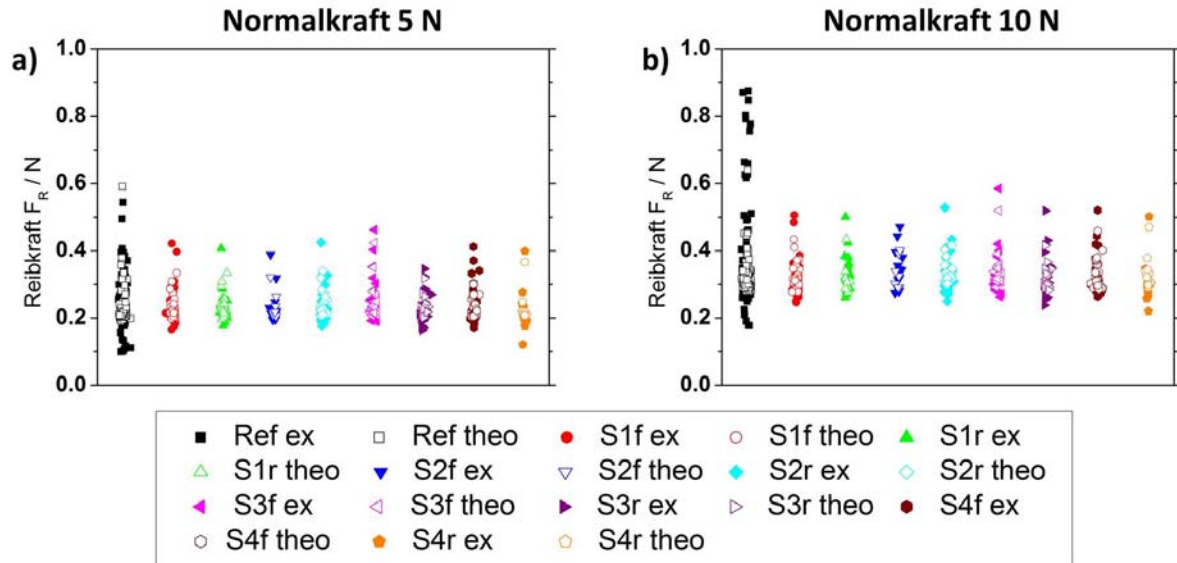


Abbildung 101: Vergleichende Gegenüberstellung der experimentell ermittelten (ausgefüllte Symbole) und numerisch berechneten Daten (offene Symbole) für die Reibkraft aller getesteten Konfigurationen. Die Daten werden für beide eingestellten Normalkräfte separat dargestellt. Weiterhin sei angemerkt, dass in diesen Diagrammen alle experimentell ermittelten Daten für alle Konvergenzverhältnisse enthalten sind. Die numerische Berechnung wurde von Dr. Simon Medina des Imperial College durchgeführt.

Aus Abbildung 101 ist eine gute Korrelation der experimentell ermittelten Daten mit den numerischen Befunden ersichtlich. Die Streuung der Reibkräfte liegt bei allen laser-strukturierten Oberflächen in einem ähnlichen Wertebereich und ist darauf zurückzuführen, dass das Konvergenzverhältnis bei diesen Messungen zwischen 0.1 und 18 variiert wurde. Des Weiteren kann aus Abbildung 101 entnommen werden, dass eine Erhöhung der Normalkraft einen leichten Anstieg in der Reibkraft hervorruft. Dies ist mit der hydrodynamischen Schmierungstheorie konsistent [83]. Ein Vergleich der gemessenen Reibkraft verdeutlicht eine signifikante Reduktion von ca. 33 % bei einer Normalkraft von 5 N und von ca. 50 % bei 10 N für alle laser-strukturierten Proben im Vergleich zur unstrukturierten Referenzoberfläche. Die Oberflächenstrukturierung bewirkt die Ausbildung eines laminaren Flusses, was zu einer Reduktion der Scherspannung führt und folglich eine Verringerung der Reibkraft hervorruft [307]. Einzig im Fall einer zu großen Strukturtiefe kann eine Oberflächenstruktur einen turbulenten Fluss erzeugen, der zu einer Erhöhung der Reibkraft führen kann [378, 379].

Bei bekannter Normalkraft und gemessener Reibkraft kann als Quotient dieser beiden Kräfte der Reibkoeffizient bestimmt werden. In Abbildung 102 ist der Reibkoeffizient vergleichend für alle Proben und Normalkräfte dargestellt.

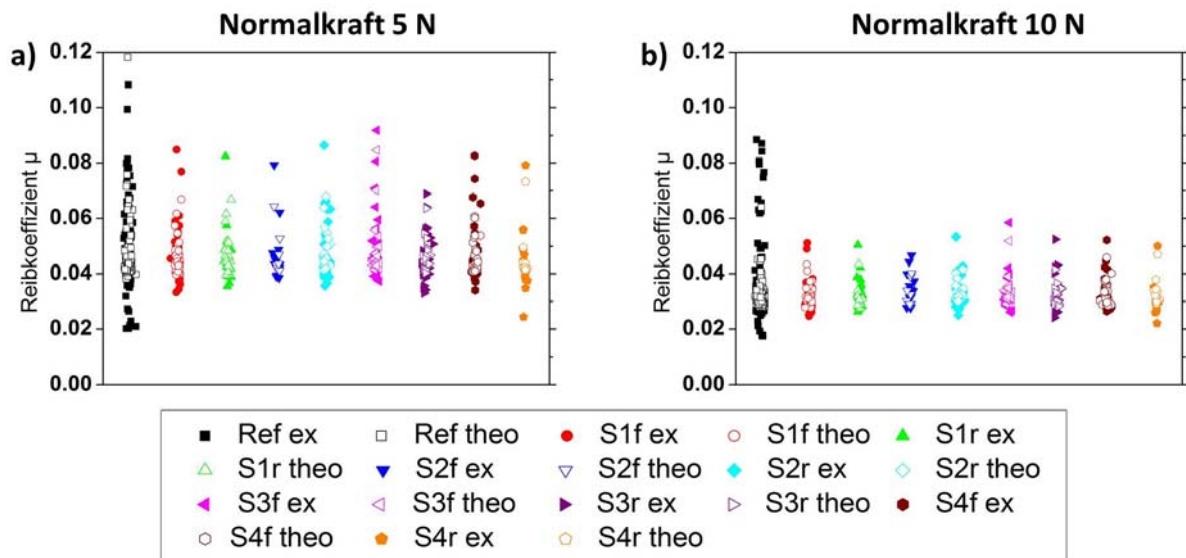


Abbildung 102: Vergleichende Gegenüberstellung der experimentell ermittelten (ausgefüllte Symbole) und numerisch berechneten Daten (offene Symbole) für den Reibkoeffizienten aller getesteten Konfigurationen. Die Daten werden für beide Normalkräfte separat dargestellt. Die numerische Berechnung wurde von Dr. Simon Medina des Imperial College durchgeführt.

In Abbildung 102 ist wie in Abbildung 101 ersichtlich, dass eine gute Übereinstimmung der experimentellen und numerischen Daten vorliegt, wobei die laser-strukturierten Proben einen deutlich geringeren Reibkoeffizienten aufweisen. Weiterhin ist eine vergleichbare Streuung zu erkennen, die wiederum auf unterschiedliche Konvergenzverhältnisse zurückzuführen ist. Ferner liegen die experimentellen Reibkoeffizienten alle in einem Bereich zwischen 0.02 und 0.11. Diese Werte entsprechen typischen Reibkoeffizienten unter hydrodynamischen Reibbedingungen [83]. Ein Vergleich der eingestellten Normalkräfte belegt einen geringeren Reibkoeffizienten für eine Normalkraft von 10 N. Da die Reibkräfte für beide Normalkräfte in einer vergleichbaren Größenordnung (Abbildung 101) liegen, ist dies rein auf einen Effekt der Normalkraft zurückzuführen.

Eine abschließende Beurteilung der tribologischen Effizienz der laser-strukturierten Proben erfolgt durch die numerische Berechnung der Tragfähigkeit. Da die Ölfilmdicke bzw. die Ölfilmdickenverteilung durch die Messung des Konvergenzverhältnisses in x- und y- Richtung bekannt ist,

kann aus der Reynolds-Gleichung die Druckverteilung ermittelt werden. Die Tragfähigkeit wird anschließend durch zweifache Integration der resultierenden Druckverteilung über den kompletten Ölfilm berechnet. Das Resultat ist in Abbildung 103 dargestellt.

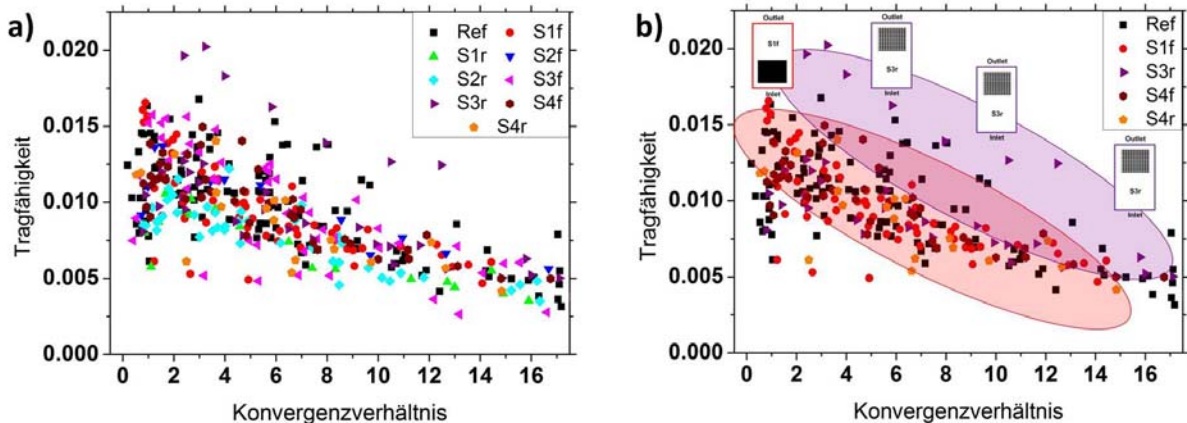


Abbildung 103: Darstellung der numerisch berechneten Tragfähigkeit gegen das eingestellte Konvergenzverhältnis für alle getesteten Oberflächen (a) zur Bewertung der tribologischen Effizienz der hergestellten Oberflächenstrukturen. Um eine bessere Übersichtlichkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, ist in (b) eine reduzierte Darstellung mit ausgewählten Strukturmustern dargestellt. Oberflächenstrukturen, die eine vergleichbare bzw. erhöhte Ölfilmdicke aufgewiesen haben, wurden für die reduzierte Darstellung herangezogen.

Abbildung 103 a fasst die berechnete Tragfähigkeit für alle getesteten Probenzustände zusammen, wobei in Abbildung 103 b nur eine reduzierte Auswahl der Oberflächenstrukturen gegeben ist. Diese Auswahl basiert hauptsächlich auf den Ergebnissen der Ölfilmdickenmessung und dient der übersichtlicheren Gestaltung der Ergebnisse. Oberflächenstrukturen, die eine vergleichbare bzw. erhöhte minimale Ölfilmdicke am Ölauslass im Vergleich zur unstrukturierten Referenzprobe aufgewiesen haben, wurden für die reduzierte Darstellung herangezogen. Eine erhöhte Ölfilmdicke bedeutet, dass eine größere Menge an Öl im konvergenten Schmierpalt vorliegt. Dies kann zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit führen, da ein zusätzlicher hydrodynamischer Druck aufgebaut wird.

Eine detaillierte Analyse von Abbildung 103 b zeigt, dass die Einzeltasche am Öleinlass (S1f) im Bereich kleiner Konvergenzverhältnisse die beste Tragfähigkeit aufweist. Dies korreliert mit der hydrodynamischen Schmierungstheorie, da für eine Rayleigh-Stufe bei einem Konvergenzverhältnis von 1.3 die maximale Tragfähigkeit zu erwarten ist [83]. Im Bereich größerer Konvergenzver-

hältnisse ist allerdings ein Verhalten erkennbar, das von den theoretischen Vorhersagen der hydrodynamischen Schmierungstheorie abweicht. In einem Konvergenzbereich von 2 bis 12 weist die Kreuzstruktur, die am Ölauslass situiert ist, eine signifikant größere Tragfähigkeit auf. Trotz der vorhandenen Streuung wird dieser Effekt durch das Hervorheben der entsprechenden Wertebereiche in Abbildung 103 b deutlich. Verglichen mit der Kreuzstruktur am Auslass (S3r) und der Einzeltasche am Öleinlass (S1f) weisen alle weiteren erzeugten Oberflächenstrukturen tendenziell vergleichbare bzw. schlechtere Tragfähigkeiten im Vergleich zur unstrukturierten Referenzoberfläche auf. Um eine Interpretation dieser Ergebnisse in Kombination mit den Resultaten hinsichtlich der Ölfilmdicke zu ermöglichen, wurden mit Hilfe des WLI die strukturierte Fläche, das abgetragene Volumen und die resultierende Flächendichte ermittelt. Die Ergebnisse sind für alle Proben in Tabelle 20 zusammenfassend dargestellt.

Strukturmuster	Strukturierte Fläche / mm ²	Flächendichte 1	Flächendichte 2	abgetragenes Volumen / μm ³
Einzeltasche S1	49	1	0.245	1797.3
Linienmuster S2	16.06	0.327	0.08	490.5
Kreuzmuster S3	33.58	0.685	0.168	1314.2
Punktmuster S4	5.61	0.114	0.028	864.1

Tabelle 20: Zusammenfassende Darstellung der WLI-Auswertung zur Ermittlung der strukturierten Fläche, des abgetragenen Volumens und der resultierenden Flächendichte. In diesem Zusammenhang gibt die Flächendichte 1 das Verhältnis der strukturierten Fläche zur maximal strukturierten Fläche von 7 x 7 mm² an, wohingegen sich die Flächendichte 2 auf die Probenabmessungen von 10 x 20 mm² bezieht.

Aus Tabelle 20 ist ersichtlich, dass die Einzeltasche die größte Flächendichte und das größte abgetragene Volumen aufweist. Zusammen mit der generellen Struktur, die einer Rayleigh-Stufe ähnelt, führt dies zu einer erhöhten Ölfilmdicke und Tragfähigkeit. Neben einer Sogwirkung, die von Olver et al. als zugrunde liegender Effekt deklariert wird [30], spielt auch Kavitation [302] eine essentielle Rolle. Ferner ist es möglich, dass durch die Oberflächenstruktur das lokale Konvergenzverhältnis geändert wird [306]. Fowell et al. konnten in einer Studie belegen, dass die Flächendichte und die Position der Oberflächenstruktur entscheidende Strukturparameter sind, welche die tribologische Effizienz einer Oberflächenstruktur unter hydrodynamischen Reibbedingungen maß-

geblich beeinflussen [305]. Bezüglich der Position der Oberflächenstruktur konnte aus dieser numerischen Untersuchung geschlussfolgert werden, dass die optimale Lage auch von dem eingestellten Konvergenzverhältnis abhängig ist [305]. Diese Schlussfolgerung kann direkt mit den Ergebnissen der Kreuzstruktur am Ölauslass (S3r) korreliert werden. Bei diesen Messungen zeigt sich, dass bei größeren Konvergenzverhältnissen eine Position am Ölauslass zu favorisieren ist. Dies unterstreicht die Schlussfolgerungen von Fowell et al. bezüglich der optimalen Lage der Oberflächenstruktur in Abhängigkeit des Konvergenzverhältnisses [305]. Aufgrund der parallel zur Flussrichtung angeordneten Linienstruktur weist die Kreuzstruktur einen erhöhten Ölfluss in den konvergenten Schmierspalt auf. Die erhöhte Menge an Schmieröl gekoppelt mit dem Aufbau eines zusätzlichen hydrodynamischen Drucks führen zu einer Erhöhung der Ölfilmdicke und der Tragfähigkeit [300, 307, 308]. Tala-Ighil et al. konnten weiterhin nachweisen, dass eine Oberflächenstruktur am Ölauslass zu einer verbesserten Ölversorgung und zu einer vergrößerten Ölmenge im Schmierspalt führt [377]. Unter der Annahme, dass die vorliegenden Effekte maßgeblich von Kavitation beeinflusst werden, wie in [302] an diesem Messstand nachgewiesen werden konnte, ist dies eine weitere Erklärung für die Verbesserung der tribologischen Eigenschaften durch eine Kreuzstruktur am Ölauslass. Die erzeugten Linien- und Punktmuster (S2 und S4) weisen laut Tabelle 20 die kleinsten Flächendichten und Volumina auf. Der zusätzliche Druck, in Folge der senkrecht angeordneten Linienstrukturen, wird durch die seitliche Leckage überkompensiert. Weiterhin ist die Flächendichte zu gering, um entscheidende Beiträge zur Ölfilmdicke und zur Tragfähigkeit zu liefern. Typischerweise liegt eine optimale Flächendichte, die allerdings auf die entsprechenden Betriebsparameter abgestimmt sein muss, im Bereich zwischen 10 und 20 %, damit signifikante Effekte hinsichtlich der Tragfähigkeit generiert werden können [29, 298, 305].

Aufgrund der Streuung der Messwerte insbesondere in Abbildung 100 und Abbildung 103 soll die Aussagekraft der erhaltenen Ergebnisse durch einen Literaturvergleich geprüft werden. Generell kann aus der Literatur gefolgert werden, dass unter hydrodynamischen Schmierungsbedingungen eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften (Erhöhung der Ölfilmdicke und Vergrößerung der Tragfähigkeit) durch eine Oberflächenstrukturierung um maximal 10 % möglich ist [83, 305]. In der gleichen Größenordnung liegen die Verbesserung die Costa et al. und Lu et al. durch eine gezielte Oberflächenstrukturierung unter hydrodynamischen Bedingungen erzielen konnten [298, 378]. Tala-Ighil et al. konnten durch eine Laserstrukturierung die tribologische Effizienz eines Gleitlagers um 1.8 % verbessern [377]. Aufgrund der dargelegten Ergebnisse aus der Literatur und

der Tatsache, dass die erreichten Verbesserungen kleiner als 10 % sind, können die Ergebnisse trotz der dargestellten Streuung als entscheidende Verbesserungen betrachtet werden.

Um die Aussagekraft der tribologischen Effizienz der Kreuzstruktur abschließend zu bekräftigen, wird das Konvergenzverhältnis gegen ein Verhältnis aus dem bestimmten Reibkoeffizienten, der konstanten Lagerbreite und der gemessenen Ölfilmdicke aufgetragen. Eine Oberflächenstrukturierung ist genau dann besonders effizient, wenn dieses Verhältnis klein wird. Dies bedeutet, dass entweder ein kleiner Reibkoeffizient bzw. eine große Ölfilmdicke oder eine Kombination beider Effekte vorliegen muss. Das Ergebnis dieser Auswertung ist in Abbildung 104 dargestellt.

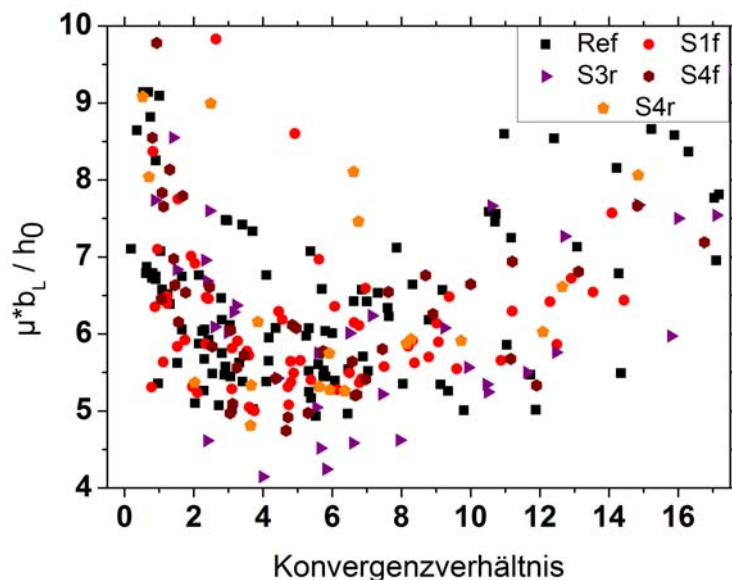


Abbildung 104: Beurteilung der tribologischen Effizienz basierend auf rein experimentell ermittelten Daten durch die Auftragung des Konvergenzverhältnisses gegen einen Quotienten aus Reibkoeffizient, Lagerbreite und Ölfilmdicke.

Abbildung 104 veranschaulicht eine reduzierte Darstellung zur Erhöhung der Übersichtlichkeit des Diagramms. Basierend auf den experimentellen Daten (Reibkoeffizient und Ölfilmdicke) ist deutlich zu erkennen, dass die Kreuzstruktur in einem Konvergenzbereich von 2 bis 8 eine erhöhte Effizienz aufweist. Dieser Konvergenzbereich und die Schlussfolgerung stehen im Einklang mit den theoretisch berechneten Daten bezüglich der Tragfähigkeit, die in Abbildung 103 dargestellt sind.

5.5 Laserstrukturierung in hochbelasteten Konstruktionselementen

Laser-strukturierte Oberflächen bewirken unter Mischreibungsbedingungen einen signifikanten Anstieg in der maximalen Ölfilmlebensdauer und eine beträchtliche Verringerung des Verschleißvolumens (Kapitel 5.2). In Laborexperimenten konnte die Effizienz einer Kreuzstruktur unter idealisierten Bedingungen (konstante Temperatur und relative Luftfeuchtigkeit) und vereinfachter Kinematik nachgewiesen werden. Eine direkte Übertragbarkeit der Laborergebnisse auf reale Anwendungsfelder ist nur bedingt möglich, da in Konstruktionselementen andere Kinematiken und höhere Kontaktpressungen (bis zu 1.9 GPa) vorherrschen. Basierend auf den Ergebnissen aus Kapitel 5.2 wurden zwei unterschiedliche Konstruktionselemente, die unter Mischreibungsbedingungen arbeiten, mit einer Laserstrukturierung versehen. Zum einen wurden ein Kolbenring eines Quetschöldämpfers einer Flugzeugturbine (*Kooperation mit dem Institut für Produktentwicklung IPEK des KIT*) und zum anderen ein Axialzylinderrollenlager (*Kooperation mit Institut für Maschinenelemente und Maschinengestaltung IME der RWTH Aachen*) gewählt, da die beiden genannten Konstruktionselemente verschleißkritische Bauteile sind. Es ergibt sich somit die Fragestellung, inwieweit die Ergebnisse aus den Laborexperimenten auf reale Konstruktionselemente übertragbar sind, und ob eine Oberflächenstrukturierung deren tribologische Effizienz positiv beeinflussen kann.

5.5.1 Kolbenring eines Quetschöldämpfers in einer Flugzeugturbine

Ein Flugzeugtriebwerk stellt aufgrund der auftretenden Temperaturen, Kräfte und Kinematiken ein hoch belastetes Bauteil dar. Um Schwingungen und Vibrationen zu minimieren, wird eine kombinierte Lagerung aus Wälzlager und Quetschöldämpfern genutzt. Der Quetschöldämpfer dient zur Dämpfung der äußeren Wälzlager des Triebwerks. Dadurch wird eine direkte Übertragung der entstehenden Schwingungen an die Flugzeugkabine verhindert. Folglich kann der Quetschöldämpfer als ein instationär belastetes Gleitlager zur Begrenzung der Rotorschwingung und zur Reduktion der dynamischen Kräfte verstanden werden. Abbildung 105 zeigt eine schematische Zeichnung der Rotorlagerung in einem Flugzeugtriebwerk.

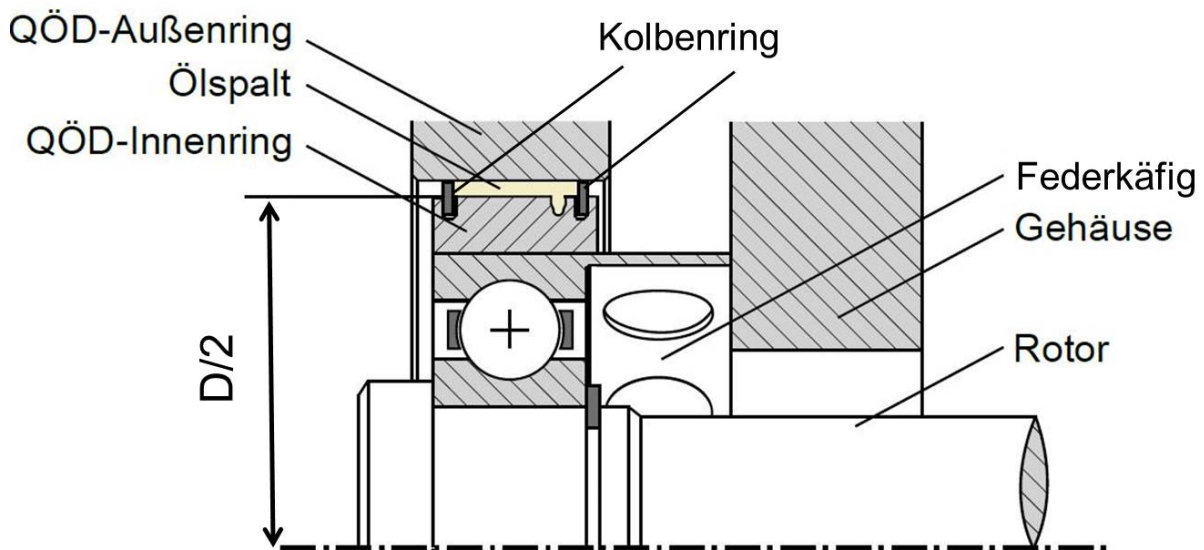


Abbildung 105: Schematische Konstruktionszeichnung der Lagerung des Rotors eines Flugzeugtriebwerks zur Illustration der Funktionsweise eines Quetschöldämpfers und zur Verdeutlichung der Lage der verschleißkritischen Kolbenringe (verändert nach [380]).

In Abbildung 105 ist zu erkennen, dass der Quetschöldämpfer direkt über dem Wälzlageraußenring angebracht ist. Ein Federkäfig schränkt die Bewegungsfreiheit des Wälzkörperaußenrings ein, so dass jegliche rotatorische Bewegung des Außenrings unterbunden wird. Es ist allerdings möglich, dass auftretende Schwingungen und Vibrationen nicht vollständig gedämpft werden können. Um diese zu minimieren, wird der Quetschöldämpfer genutzt, der zwischen dem Außen- und Innenring einen Ölspalt mit einer definierten Dicke aufweist. Zwei Kolbenringe, die als laterale Dichtungen fungieren, werden verwendet, damit eine konstante Spalthöhe eingestellt und Öl am seitlichen Ausfluss gehindert wird. Es sei in diesem Zusammenhang angemerkt, dass die Kolbenringe die Funktion des Quetschöldämpfers gewährleisten, da eine zu große seitliche Leckage eine direkte Abnahme der Schmierpalthe und somit eine Änderung des Reibregimes induzieren würden. Die Kolbenringe unterliegen aufgrund der komplexen Kinematik einer Vibrations- und Schwingbelastung, die gekoppelt mit einer großen Zyklenzahl zu Verschleißerscheinungen führt. Eine Änderung der Schmierungssituation und dadurch hervorgerufener Verschleiß kann einen Verlust der Funktionalität des Quetschöldämpfers bewirken und somit zum Ausfall des Flugzeugtriebwerks führen [380-382].

Um die Kinematik und die auf den Quetschöldämpfer wirkenden Belastungen möglichst realistisch untersuchen zu können, wurde am Institut für Produktentwicklung ein Prüfstand mit zwei

Shakern entwickelt. Durch Versuche an diesem Teststand soll das Prozessverständnis verbessert und die Reaktion des Quetschöldämpfers auf unterschiedliche Anregungsfälle getestet werden. Die Geometrie des Quetschöldämpfers wurde unverändert in den Prüfstand integriert. Abhängig von der Lage des Quetschöldämpfers ist es mit diesem Versuchsstand möglich, durch eine unterschiedliche Ansteuerung der Shaker (Sinussignal mit variabler Frequenz, Phase, Amplitude und Mittellage) verschiedene Bahnkurven (Kreise, Ellipsen sowie beliebige Orbits) zu realisieren. Dadurch kann die komplexe Kinematik detailgetreu abgebildet werden. Die Schwingungsanregung zur Realisierung dieser Bahnkurven erfolgt über eine Welle, wobei neben dieser Schwingbeanspruchung auch Wärme in das System eingebracht werden kann [380].

Ein möglicher Ansatz zur Verschleißreduktion an Kolbenringen ist eine gezielte Oberflächenmodifizierung durch eine Laserstrukturierung. Basierend auf den Ergebnissen aus Kapitel 5.2, die eine deutliche Verbesserung der tribologischen Eigenschaften im Fall laser-strukturierter Oberflächen unter Laborbedingungen belegen, soll ein geschliffener, konventioneller mit einem laser-strukturierten Kolbenring hinsichtlich des auftretenden Verschleißes verglichen werden. Zur Charakterisierung der Oberflächentopographie der geschliffenen Kolbenringe wurden weißlichtinterferometrische Messungen durchgeführt. Diese sind Abbildung 106 dargestellt.

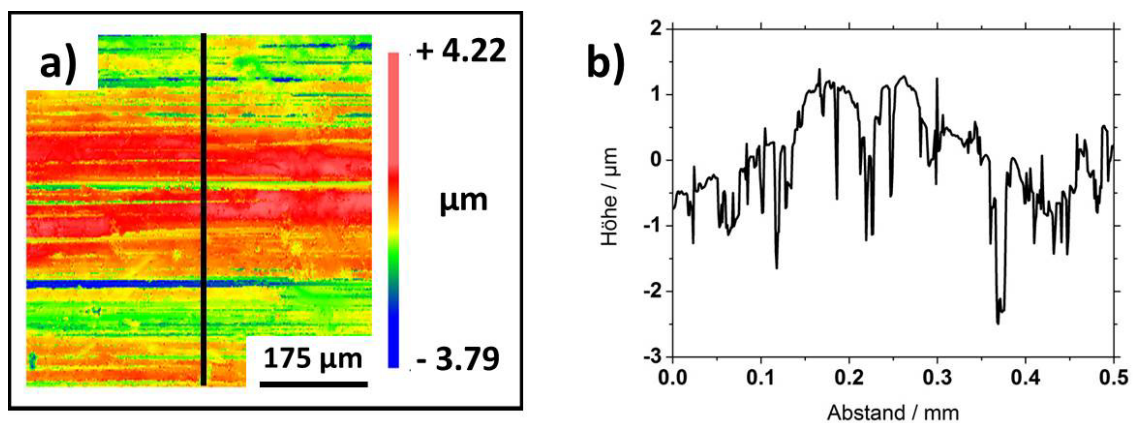


Abbildung 106 Zweidimensionale Darstellung der Oberflächentopographie des geschliffenen Referenzkolbenrings (a) mit dazugehöriger Profilschnittdarstellung (b) entlang der schwarzen Linie. Die Farbskala gibt die Höheninformation an.

Das zweidimensionale Oberflächenprofil (Abbildung 106 a) und die dazugehörige Schnittdarstellung (Abbildung 106 b) verdeutlichen die Oberflächentopographie sowie das Rauheitsprofil des

Kolbenrings nach dem Herstellungsprozess. Neben einer inhomogenen Rauheitsverteilung mit tiefen Schleifriefen weist die Schnittdarstellung zusätzlich eine Welligkeit auf.

Parameter	PV / μm	R _a / μm	R _q / μm	R _{sk}
Wert	10.43 ± 2.46	0.61 ± 0.03	0.77 ± 0.04	-0.68 ± 0.15

Tabelle 21: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie des unstrukturierten Kolbenrings nach dem Herstellungsprozess.

Eine Auswertung der Oberflächenkennwerte, die in Tabelle 21 gegeben ist, unterstreicht die inhomogene Oberflächenqualität anhand der Oberflächenkennwerte PV, R_a und R_q, die typische Werte für eine geschliffene Oberfläche aufweisen. Ferner besitzen die Kolbenringe aufgrund der negativen Profilschiefe eine gute Tragfähigkeit. Im Fall von Kolbenringen ist eine raue Oberfläche durchaus gewünscht, da diese notwendig ist, um Öl in den Schleifriefen zu speichern und dieses somit am Austritt aus dem Quetschöldämpfer hindern zu können. Es sei allerdings angemerkt, dass eine zu große Oberflächenrauheit ein erhöhtes Verschleißvolumen hervorrufen und sich somit nachteilig auf die Verschleißigenschaften des Konstruktionselements auswirken kann.

Da ein Kolbenring ein axialsymmetrisches Konstruktionselement ist, wurde eine Punktstruktur gewählt, um eine tribologische Vorzugsorientierung und auftretende Anisotropien bezüglich der Reibrichtung zu vermeiden.

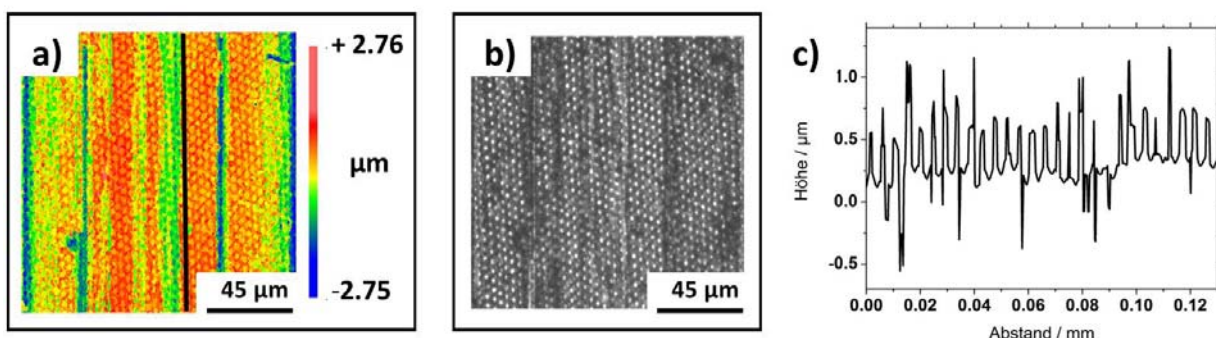


Abbildung 107: Zweidimensionale Darstellung der Punktstruktur (a), die auf dem Kolbenring erzeugt wurde. Die Farbskala gibt die Höheninformation an. Die lichtmikroskopische Aufnahme (b) sowie die Profilschnittdarstellung (c) veranschaulichen das Resultat der Oberflächenstrukturierung.

Abbildung 107 fasst mit Hilfe einer zweidimensionalen Darstellung der Höhenverteilung sowie dazugehöriger Profilschnittdarstellung und einer lichtmikroskopischen Abbildung das Resultat der Oberflächenstrukturierung auf dem Kolbenring zusammen. Die Periode der Punktstruktur beträgt $4.5\ \mu\text{m}$ bei einer mittleren Strukturtiefe von ca. $1\ \mu\text{m}$. Diese Strukturparameter wurden basierend auf den Ergebnissen des Kapitels 5.2 gewählt, da in Laborexperimenten gezeigt werden konnte, dass kleine Strukturtiefen und -abstände unter Mischreibungsbedingungen die besten tribologischen Eigenschaften aufweisen. Diese Wahl wird von den experimentellen Befunden in [28, 216, 228] unterstützt. Abbildung 107 a, b und c zeigen, dass eine homogene Punktstruktur auf der gesamten Oberfläche, die allerdings mit Schleifspuren überlagert ist, erzeugt wurde. Trotz dieser Unregelmäßigkeiten weist die strukturierte Oberfläche, verglichen mit der unstrukturierten Referenzoberfläche, eine homogenere Rauheitsverteilung und keine Welligkeit auf. Die Reduktion der Welligkeit ist hierbei auf eine Materialverschiebung (Schmelzfluss von Intensitätsmaximum zum -minimum) während der Laserstrukturierung zurückzuführen. Es bleibt festzuhalten, dass eine homogene Höhenverteilung bei einer laser-strukturierten Oberfläche essentiell ist, um reproduzierbare Testbedingungen über die gesamte Kolbenringoberfläche zu gewährleisten.

Parameter	PV / μm	R _a / μm	R _q / μm	R _{sk}
Wert	6.46 ± 1.31	0.57 ± 0.04	0.73 ± 0.05	-0.84 ± 0.18

Tabelle 22: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie des strukturierten Kolbenrings nach der Laserstrukturierung.

Die Auswertung der Oberflächenkennwerte für den laser-strukturierten Kolbenring (Tabelle 22) sowie ein Vergleich mit den Daten des unstrukturierten Kolbenrings (Tabelle 21) unterstreichen, dass die Laserstrukturierung keine Auswirkung auf die Oberflächenkennwerte R_a, R_q und R_{sk} hat. Unter Einbeziehung der Standardabweichungen sind die Absolutwerte dieser Kenngrößen nahezu identisch. Somit ist die Oberflächenrauheit des geschliffenen und laser-strukturierten Kolbenrings vergleichbar. Jedoch muss angemerkt werden, dass sich die Oberflächentopographie von einer rein stochastischen Oberfläche zu einer deterministischen Oberfläche geändert hat. Durch diesen Wechsel kann eine homogenere Spannungsverteilung im tribologischen Kontakt erzielt sowie Spannungsspitzen vermieden werden.

Nach dem Test der geschliffenen und laser-strukturierten Kolbenringe am Institut für Produktentwicklung in Karlsruhe wurde das Verschleißverhalten mittels WLI untersucht. Ein Vergleich der charakteristischen Verschleißspuren mit entsprechenden Schnittdarstellungen für den geschliffenen und laser-strukturierten Kolbenring ist in Abbildung 108 dargestellt.

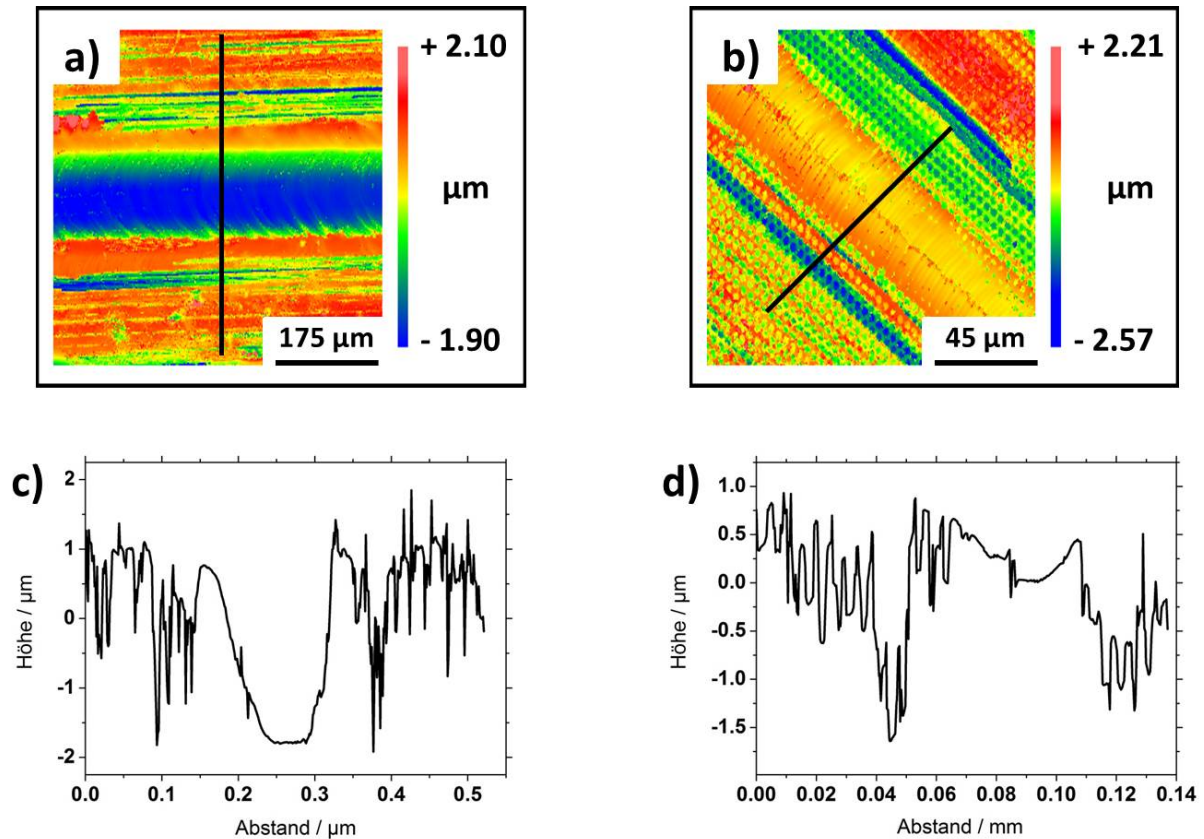


Abbildung 108: Vergleich charakteristischer Verschleißspuren mit Hilfe einer zweidimensionalen Schnittdarstellung und der dazugehörigen Profilschnittdarstellung für den geschliffenen (a und c) und laser-strukturierten Kolbenring (b und d). Die Farbskalen in a und b geben die entsprechende Höheninformation an.

Während der geschliffene Kolbenring eine durchgängige, tiefe Verschleißspur aufweist, ist das Verschleißverhalten des laser-strukturierten Kolbenrings eher durch eine flache Verschleißspur gekennzeichnet. Diese Befunde spiegeln sich auch in der Tiefe und Breite der Verschleißspur wider, die für den geschliffenen und laser-strukturierten Kolbenring in Tabelle 23 angegeben sind.

	Geschliffener Kolbenring	Laser-strukturierter Kolbenring
Breite der Verschleißspur / μm	149.39 ± 3.59	57.68 ± 6.79
Tiefe der Verschleißspur / μm	2.31 ± 1.02	1.06 ± 0.45

Tabelle 23: Ausgewertete Breite und Tiefe der Verschleißspuren für den geschliffenen und laser-strukturierten Kolbenring.

Aus Tabelle 23 ist deutlich zu erkennen, dass die Tiefe und die Breite der Verschleißspur der laser-strukturierten Kolbenringe, verglichen mit den Werten für den geschliffenen Referenzfall, um den Faktor 2 bzw. 3 reduziert sind. Unter der Annahme, dass das Verschleißprofil einem Kreissegment entspricht, kann durch Multiplikation der Verschleißspurbreite, -tiefe und -länge das Verschleißvolumen berechnet werden.

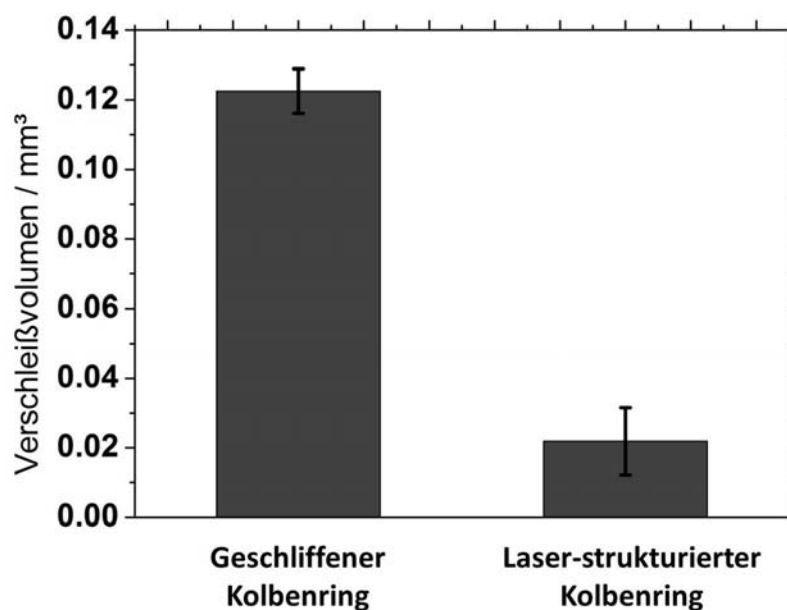


Abbildung 109: Berechnetes Verschleißvolumen für den geschliffenen und laser-strukturierten Kolbenring. Zur Beschreibung des Verschleißprofils wurde ein Kreissegment zu Grunde gelegt.

Aus Tabelle 23 und Abbildung 109 kann geschlossen werden, dass das Verschleißvolumen der laser-strukturierten Kolbenringe, verglichen mit den geschliffenen Kolbenringen, um den Faktor 6 geringer ist. Diese signifikante Verschleißreduktion ist maßgeblich auf die Oberflächenstrukturierung zurückzuführen.

Plastische Deformation und abrasiver Verschleiß (vgl. Abbildung 108) sowie die Bildung von Verschleißpartikeln stellen bei den Kolbenringen des Quetschöldämpfers unter Mischreibung die Hauptverschleißmechanismen dar. Die deutliche Reduktion der Verschleißspurbreite und -tiefe im Fall der laser-strukturierten Kolbenringe lassen auf eine verringerte abrasive Komponente schließen. Durch die Erzeugung einer deterministischen Oberflächenstruktur können Spannungsüberhöhungen vermieden und entstehende Verschleißpartikel in den Topographieminima der Laserstruktur gespeichert werden. Mit Hilfe von WLI-Aufnahmen, die die Existenz der Punktstruktur in der Verschleißspur nachweisen, wird dieser Erklärungsansatz unterstützt.

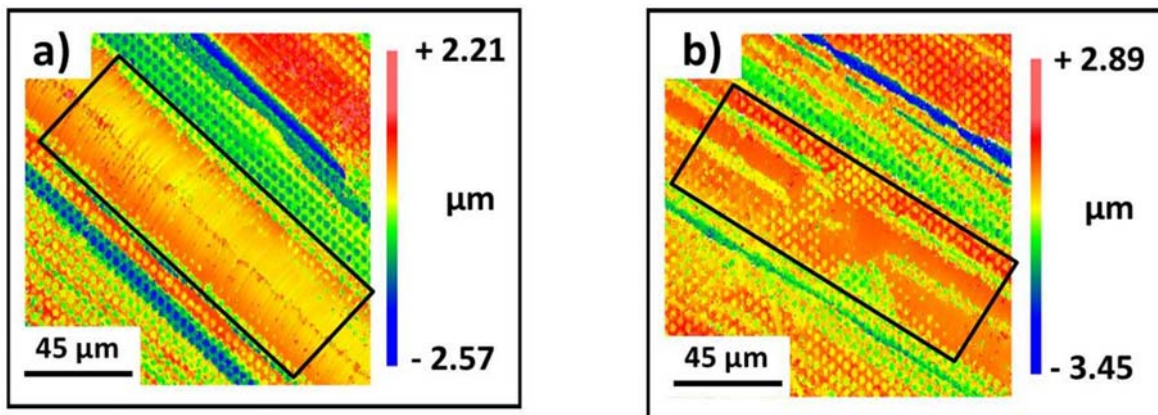


Abbildung 110: Detaillierte Analyse der Verschleißspur nach dem tribologischen Test der laser-strukturierten Kolbenringe. Die schwarzen Rechtecke markieren den Bereich der Verschleißspur, wobei in (a) partiell und in (b) über die komplette Breite der Verschleißspur Punktstrukturen nachgewiesen werden konnten.

Die Existenz der erzeugten Punktstrukturen im Bereich der Verschleißspur nach dem tribologischen Test ist insbesondere in Abbildung 110 b erkennbar. Somit können Verschleißpartikel effektiv in den Topographieminima gespeichert werden und verbleiben nicht im tribologischen Kontakt. Dies führt zu einer direkten Verringerung der abrasiven Verschleißkomponente und folglich zu einem verringerten Verschleißvolumen [19, 26, 27, 125, 135, 138].

5.5.2 Axialzylinderrollenlager

Ein Ansatz zur gezielten Reibreduktion in automobilen bzw. industriellen Antriebssträngen ist die Verwendung von niedrigviskosen Schmierstoffen (vgl. Kapitel 3.7.2) [14], wodurch eine Reduktion des Reibmoments bzw. des gemessenen Reibkoeffizienten ermöglicht wird. Allerdings folgt aus dieser Viskositätsänderung zwangsläufig für die im Antriebsstrang verbauten Wälzlager eine Änderung des Reibregimes von der Hydrodynamik zur Mischreibung. Unter Mischreibungsbedingungen neigen diese Bauteile zu Verschleiß. Dies muss in diesem Zusammenhang jedoch unbedingt vermieden werden, um die Funktionalität der Wälzlager zu erhalten. Als logische Konsequenz werden dem niedrigviskosen Schmierstoff Additive beigemischt, die eine tribochemische Reaktion zur Ausbildung einer verschleißbeständigen Schicht begünstigen. Ein oftmals eingesetztes Additiv ist Zink-Dialkyldithiophosphat (ZDDP), da es sowohl den Aufbau einer Verschleißschicht hervorruft, aber auch gegen Korrosion schützt [383]. Zur Bildung einer Verschleißschicht ist allerdings ein minimaler Energieeintrag nötig, der die entsprechende Aktivierungsenergie für diese Reaktion bereitstellt. Die einbringbare Energie ist hierbei maßgeblich von den kinematischen Randbedingungen und der auftretenden Kontaktpressung abhängig, da diese Größen direkt mit der Temperatur im Tribokontakt korreliert werden können [383-385]. Am Institut für Maschinenelemente und -gestaltung der RWTH Aachen wurden, in Abhängigkeit der Additivkonzentration, der Kontaktpressung und der Drehzahl, Grenzfälle für eine vollständige Ausbildung der Verschleißschicht ermittelt [386, 387]. Charakterisiert wurden diese Grenzfälle mit Hilfe eines nach DIN 51819 genormten Standard-FE8-Tests für Wälzlager, wobei verschleißkritische Axialzylinderrollenlager des Typs 81212 genutzt wurden.

Mit Hilfe einer definierten Oberflächenstrukturierung soll evaluiert werden, ob die Mindestadditivkonzentration bei konstant gehaltener Kontaktpressung und Kinematik reduziert werden kann, um eine Ressourcenschonung, Effizienzsteigerung und Additiveinsparung zu bewirken. Die Grundidee in diesem Zusammenhang ist, dass durch ein definiertes Strukturmuster eine gezielte Oberflächenrauheit geschaffen wird. Daraus leitet sich die Hypothese ab, dass in den Topographietälern Schmierstoff gespeichert werden kann, um somit die Wahrscheinlichkeit einer tribochemischen Reaktion durch ein erhöhtes Schmierstoffangebot zu vergrößern. Falls der Aufbau einer Verschleißschicht nur partiell gelingt, ist weiterhin die Frage zu klären, welchen Einfluss die eingebrachte Oberflächenstruktur auf die Verschleißigenschaften hat. Die detaillierte Charakterisierung des Verschleißes erfolgt über die Verschleißmasse, so dass alle Komponenten des Lagers

(Gleitflächen, Wälzkörper und Käfig) vor und nach dem tribologischen Test mit Hilfe einer Präzisionswaage vermessen wurden.

Um die polierten Referenzoberflächen des Axialzylinderrollenlagers hinsichtlich der Oberflächentopographie ausreichend zu beschreiben, wurden diese vor der Laserstrukturierung mit Hilfe des Weißlichtinterferometers analysiert. Dies ist zur hinreichenden Charakterisierung des Ausgangszustandes und zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit mit dem Zustand nach der Laserstrukturierung und nach den tribologischen Experimenten notwendig.

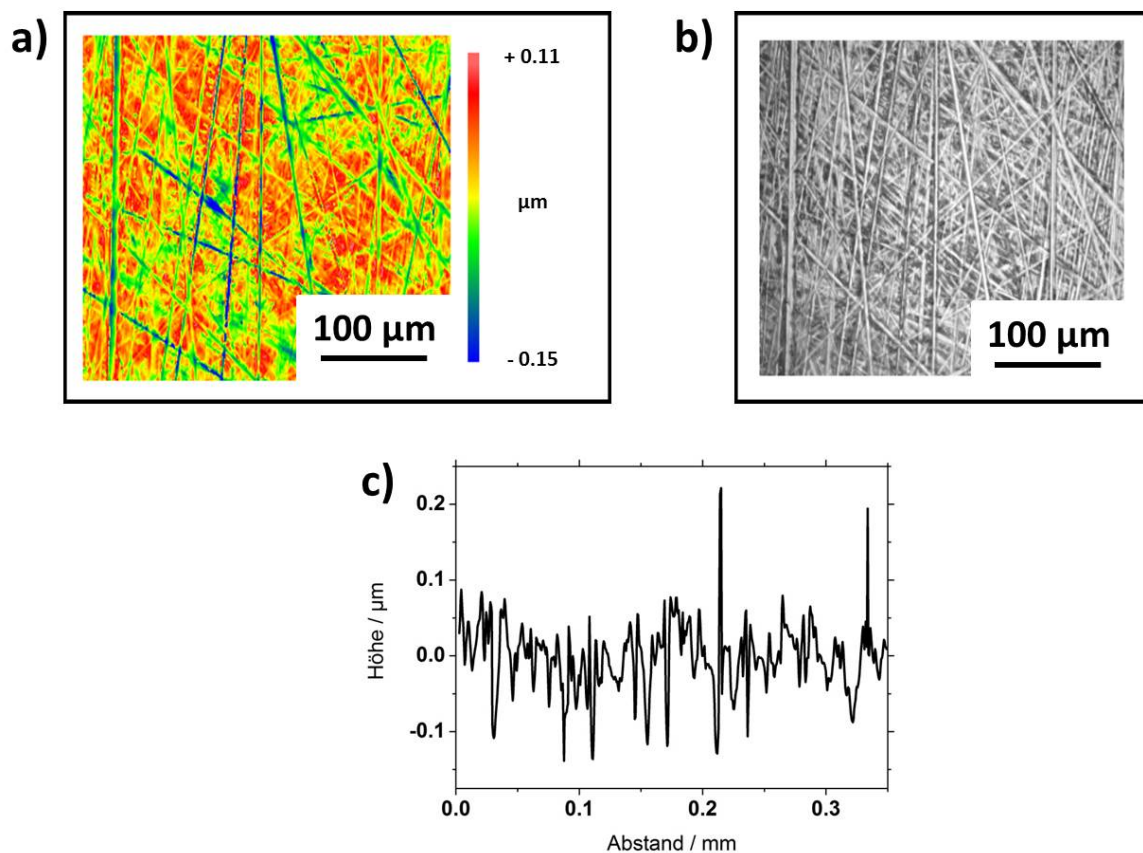


Abbildung 111: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächenrauheit (a) nach dem Herstellungsprozess der Lagersoberflächen. Die Farbskala gibt in diesem Zusammenhang die entsprechende Höheninformation an. Die zugehörige lichtmikroskopische Abbildung sowie eine Profilschnittdarstellung entlang der schwarzen Linie sind in (b) und (c) dargestellt.

Abbildung 111 zeigt das Ergebnis der weißlichtinterferometrischen Vermessung der Oberflächentopographie der Lagersoberflächen vor der Laserstrukturierung. Sowohl in der zweidimensionalen Darstellung (Abbildung 111 a) als auch in der lichtmikroskopischen Aufnahme sind Schleifrie-

fen des Herstellungsprozesses zu erkennen. Die zweidimensionale Schnittdarstellung zeigt allerdings, dass die Oberfläche eine homogene Höhenverteilung im Bereich zwischen -0.1 und $+0.1 \mu\text{m}$ aufweist, wobei nur vereinzelte Rauheitsspitzen aus diesem Kernbereich herausragen. Dies lässt auf eine gute Oberflächenqualität schließen, die durch die Auswertung der Oberflächenparameter in Tabelle 24 zur Beschreibung der Rauheit unterstützt wird.

Parameter	PV / μm	R_a / μm	R_q / μm	R_{sk}
Wert	0.88 ± 0.05	0.04 ± 0.007	0.05 ± 0.01	-0.84 ± 0.24

Tabelle 24: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie der Axialzylinderrollenlager nach dem Herstellungsprozess.

Die Standardoberflächenparameter zur Beschreibung einer stochastischen Oberfläche R_a und R_q liegen in der Größenordnung von 50 bzw. 40 nm. Weiterhin ist der PV-Wert, der die Distanz der höchsten Spitze zur tiefsten Riefe angibt, kleiner als $1 \mu\text{m}$. Dies entspricht einem sehr guten Oberflächenendbearbeitungsprozess. Ferner ist anzumerken, dass der Wert für die Profilschiefte R_{sk} negativ ist. Dies ist typisch für einen Schleif- bzw. Polierprozess und steht für eine gute Tragfähigkeit der Oberfläche. Somit ist eine entscheidende Voraussetzung für tribologische Experimente mit hochbelasteten Axialzylinderrollenlagern gegeben.

Um die aufgestellte Hypothese hinsichtlich der Ressourceneinsparung und der Additivminimierung zu überprüfen, muss zunächst ein geeignetes Strukturmuster ausgewählt werden. Da Axialzylinderrollenlager rotationssymmetrische Bauteile sind, wurde als Strukturtyp eine axialsymmetrische Punktstruktur gewählt, die mit Hilfe einer Dreistrahlinterferenz auf der Lagersoberfläche erzeugt werden kann. Dieses Oberflächenmuster wurde gewählt, um eventuelle Vorzugsorientierungen, wie zum Beispiel bei einer linien- bzw. kreuzartigen Struktur, zu vermeiden. Des Weiteren konnte in Kapitel 5.2 nachgewiesen werden, dass unter Mischreibungsbedingungen Strukturen mit kleinen Strukturturen und -abständen die größten Effekte zeigen. Aus diesem Grund wurde für die Punktstruktur eine Periodizität von $6.5 \mu\text{m}$ und einer Strukturhöhe von $1 \mu\text{m}$ gewählt.

Nach der Erzeugung der Punktstruktur wurde die entstandene Oberflächentopographie mittels WLI charakterisiert. Die ermittelten Ergebnisse sind in Abbildung 112 dargestellt.

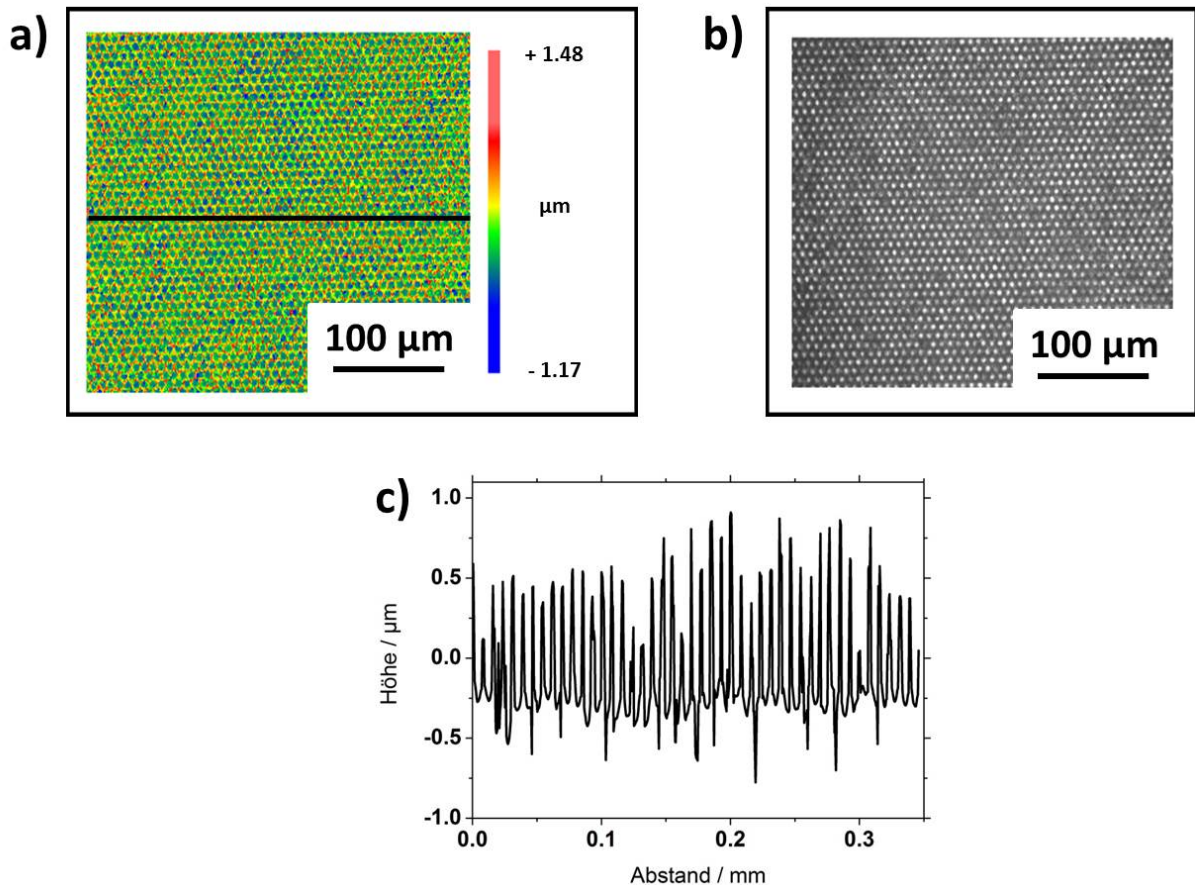


Abbildung 112: Zweidimensionale Darstellung der mittels Dreistrahlint interferenz erzeugten Punktstruktur (a). Die Farbskala gibt die Höheninformation an. Die lichtmikroskopische Aufnahme (b) sowie die Profilschnittdarstellung (c) veranschaulichen das Resultat der Oberflächenstrukturierung.

Mit Hilfe der zweidimensionalen Darstellung in Abbildung 112 a, aber insbesondere durch die lichtmikroskopische Aufnahme in Abbildung 112 b, wird die Homogenität der erzeugten Oberflächenstruktur deutlich. Des Weiteren ist anzumerken, dass die herstellungsbedingten Schleifspuren nicht mehr erkennbar sind. Da die Schleifriefen nur eine Tiefe von ca. 0.2 μm aufgewiesen haben, die Strukturtiefe der Punktstruktur dagegen im Bereich von ca. 1 μm liegt, wurden die Schleifriefen durch den Schmelzvorgang, der durch die Interferenzstrukturierung induziert wird, entfernt. Die Profilschnittdarstellung in Abbildung 112 c verdeutlicht zum einen die homogene Höhenverteilung der erzeugten Punktstruktur. Zum anderen sind in diesem Diagramm sowohl die Strukturtiefe von ca. 1 μm als auch die Strukturperiode von 6.5 μm erkennbar. Festzuhalten ist, dass durch die Laserstrukturierung der Wechsel von einer stochastischen zu einer deterministischen Oberfläche mit einem exakt definierten Höhenprofil erzielt werden konnte. Zur quantitativen Beschreibung der

laser-strukturierten Oberfläche wurden ebenfalls Oberflächenkennwerte mit Hilfe des Weißlichtinterferometers ausgewertet, wobei die „Swedish Height“ als charakteristischer Wert für die Strukturtiefe ergänzt wurde. Die Ergebnisse sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengefasst.

Parameter	PV / μm	R_a / μm	R_q / μm	R_{sk}	H / μm
Wert	2.57 ± 0.06	0.31 ± 0.006	0.38 ± 0.01	0.59 ± 0.03	1.04 ± 0.08

Tabelle 25: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenparameter zur Beschreibung der Oberflächentopographie der mittels Dreistrahlinterferenz erzeugten Punktstruktur.

Ein Vergleich von Tabelle 24 und Tabelle 25 veranschaulicht, dass die Oberflächenstrukturierung eine Vergrößerung der Oberflächenrauheit bewirkt. Dies ist an den Oberflächenkennwerten R_a , R_q und PV ersichtlich, da diese für die laser-strukturierte Oberfläche eine Größenordnung größer sind. Die gemessene Strukturtiefe von ca. $1 \mu\text{m}$ korreliert mit der „Swedish Height“. Weiterhin ist anzumerken, dass die angegebenen Standardabweichungen für alle ausgewerteten Kennwerte kleiner als 10 % sind. Dies unterstreicht wiederum die homogene Höhenverteilung, die mit Hilfe der Interferenzstrukturierung erzeugt wurde. Eine weitere Änderung im Vergleich zur Referenzoberfläche ist in der Schiefe des Profils erkennbar. Während die Schiefe für die Referenz einen negativen Wert angenommen und somit eine gute Tragfähigkeit angegeben hat, ergibt sich für die laser-strukturierte Oberfläche eine Schiefe von 0.6. Es bleibt festzuhalten, dass durch die Einbringung der Punktstruktur die Lagersoberfläche aufgeraut und die Tragfähigkeit herabgesetzt wird. Allerdings werden durch die deterministische Oberfläche definierte Schmierstoffreservoirs gebildet, sodass geklärt werden muss, inwiefern sich die eingebrachte Oberflächenstruktur auf die tribologischen Eigenschaften auswirkt.

Um diese Hypothese zu überprüfen und die tribologischen Eigenschaften laser-strukturierter Axialzylinderrollenlager zu testen, wurden Experimente unter extremen Beanspruchungen, die jenseits der bestimmten Grenzfälle liegen, durchgeführt. Tabelle 26 fasst die wesentlichen Versuchsparameter zusammen.

Versuchsparameter	Wert
Last / kN	80
Kontaktpressung / MPa	1950
Temperatur / °C	80
Dauer / h	2
Additivkonzentration (Phosphor) / %	0.025

Tabelle 26: Zusammenfassung der Versuchsparameter zur Evaluation der tribologischen Effizienz von laser-strukturierten Axialzylinderrollenlagern.

Nach den tribologischen Experimenten mit konstant gehaltenen Versuchsparametern für die Referenzoberflächen und laser-strukturierten Proben wurden die Lageroberflächen lichtmikroskopisch untersucht.

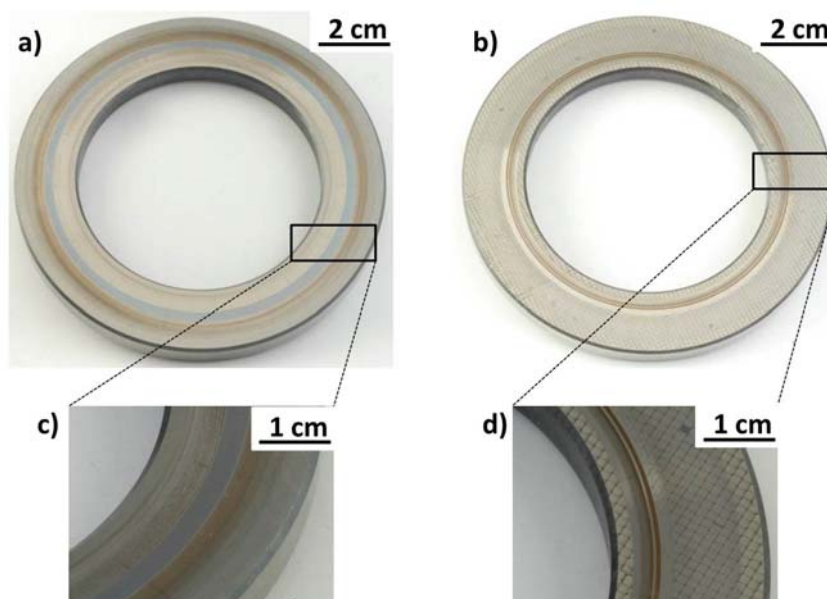


Abbildung 113: Makroaufnahmen nach den tribologischen Experimenten der kompletten Lageroberfläche des Referenzzustands (a) und der laser-strukturierten Oberfläche (b). Eine Detailaufnahme der entstandenen Verschleißspur ist in (c) für das unstrukturierte Lager und in (d) für das laser-strukturierte Lager dargestellt.

Die optische Untersuchung der verschlissenen Oberflächen ist sowohl für die unstrukturierte Referenz als auch für die laser-strukturierte Lageroberfläche in Abbildung 113 dargestellt, wobei Detail- und Makroaufnahmen gegeben sind. Die Makroaufnahmen in Abbildung 113 a und b ver-

mitteln einen Überblick über die generelle Verschleißsituation nach dem tribologischen Experiment. Aus diesen Bildern kann geschlossen werden, dass in beiden getesteten Lagern ausgeprägte Verschleißerscheinungen vorliegen. Diese unterscheiden sich jedoch für die beiden Lager deutlich, wie in den Detailaufnahmen der Oberflächen ersichtlich ist. Während der Verschleiß für das Referenzlager nahezu über die gesamte Lagerbreite sichtbar ist, existiert für die laser-strukturierte Oberfläche lediglich ein schmaler Bereich, in dem eine Verschleißspur deutlich zu erkennen ist. Im übrigen Bereich des laser-strukturierten Lagers kann eine Verschleißschutzschicht und ein Erhalt der Laserstrukturierung nachgewiesen werden. Durch diese Aufnahmen kann partiell bestätigt werden, dass eine Oberflächenstrukturierung zur Ressourcenschonung und Additiveinsparung führen könnte. Ob es möglich sein wird eine vollständige Schichtbildung bei verringerter Additivmenge durch eine Oberflächenstrukturierung zu erzeugen, bedarf weiterer Forschung und soll im Rahmen eines neuen Projektes untersucht werden.

Neben diesen positiven Erkenntnissen hinsichtlich des partiellen Schichtaufbaus wurde weiterhin das Verschleißverhalten, insbesondere anhand der Verschleißmasse, analysiert. Zur detaillierten Verschleißanalyse der beiden getesteten Lager wurden zunächst weißlichtinterferometrische Messungen durchgeführt.

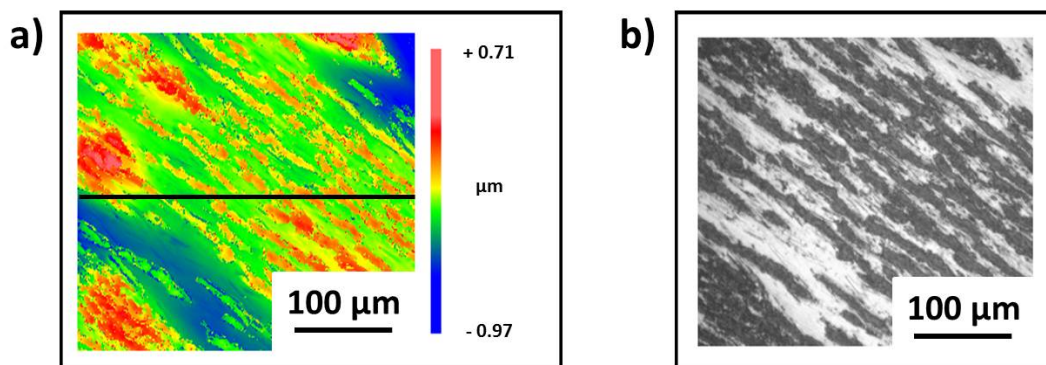


Abbildung 114: Zweidimensionale Detaildarstellung der Verschleißspuren der unstrukturierten Referenzoberflächen mittels WLI (a) und Lichtmikroskop (b).

Abbildung 114 zeigt eine weißlichtinterferometrische und lichtmikroskopische Detailaufnahme der detektierten Verschleißerscheinungen im Fall des unstrukturierten Referenzlagers. Auffallend in diesen beiden Aufnahmen ist, dass Verschleißspuren in radialer Richtung erkennbar sind und somit keine Verschleißschutzschicht gebildet werden konnte.

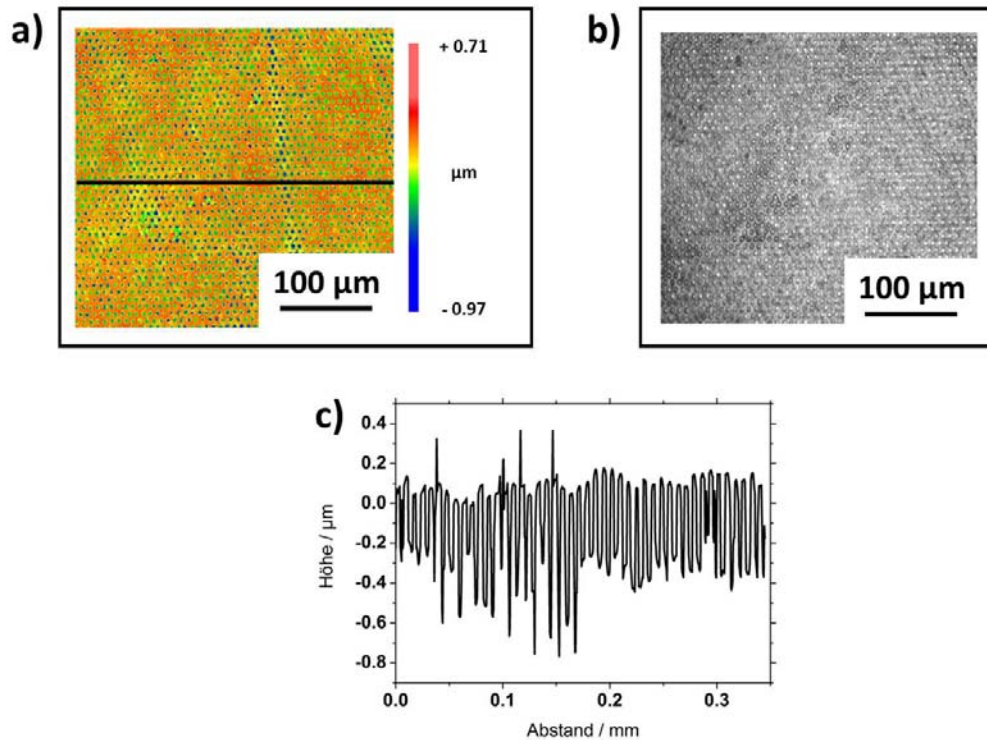


Abbildung 115: Zweidimensionale Darstellung der Verschleißerscheinungen im Fall des laser-strukturierten Lagers nach dem tribologischen Experiment (a). Die Farbskala gibt die Höheninformation an. Die lichtmikroskopische Aufnahme (b) sowie die Profilschnittdarstellung in (c) verdeutlichen die Veränderungen der Oberflächenstruktur nach dem tribologischen Test.

Abbildung 115 stellt die Verschleißerscheinungen des laser-strukturierten Lagers anhand einer Detailaufnahme mittels WLI (a) und Lichtmikroskop (b) sowie einer Profilschnittdarstellung dar. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass die Laserstruktur nach dem tribologischen Test eine geringere Homogenität aufweist. Die Strukturtiefe hat sich von 1 µm auf ca. 0.5 µm verringert, wohingegen allerdings anzumerken ist, dass keine Verschleißspuren in radialer Richtung zu erkennen sind. Da eine genaue Quantifizierung basierend auf den WLI-Daten aufgrund inhomogener Querschnittsprofile nicht möglich ist, wird die weitere Verschleißanalyse mit Hilfe einer gravimetrischen Verschleißmessung und somit durch Angabe einer Verschleißmasse durchgeführt.

Um einen aussagekräftigen Vergleich zu ermöglichen, wurden die Gleitflächen, die Wälzkörper und der Käfig vor und nach den tribologischen Experimenten mit Hilfe einer Präzisionswaage vermessen. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengefasst.

	Masse	Lauffläche 1	Lauffläche 2	Wälzkörper	Käfig
Referenzlager (unstrukturiert)	$m_{\text{Beginn}} / \text{g}$	239.182	228.475	121.008	26.108
	$m_{\text{Ende}} / \text{g}$	239.141	228.434	120.932	26.064
	$\Delta m / \text{mg}$	41	41	76	44
Strukturiertes Lager (Punktstruktur)	$m_{\text{Beginn}} / \text{g}$	239.536	228.585	121.024	26.038
	$m_{\text{Ende}} / \text{g}$	239.529	228.576	120.986	25.996
	$\Delta m / \text{mg}$	7	9	38	42

Tabelle 27: Zusammenstellung der Massen für die Lauffläche 1, die Lauffläche 2, den Wälzkörpersatz und den Käfig vor und nach dem tribologischen Test für das unstrukturierte Referenzlager und das laser-strukturierte Lager.

Tabelle 27 fasst die Massen vor und nach dem Test für die beiden Laufflächen, den Wälzkörpersatz und den Käfig des unstrukturierten Referenzlagers und des laser-strukturierten Lagers zusammen. Aus dieser Tabelle kann geschlossen werden, dass der Verschleiß am Käfig nicht durch die Laserstrukturierung beeinflusst wird. Dies ist damit zu erklären, dass in diesen Versuchen nur die Gleitflächen der Lager einer Laserstrukturierung unterzogen wurden und somit kein direkter Kontakt des Käfigs zur Laserstrukturierung vorhanden war. Bezüglich der Laufflächen konnte durch die Laserstrukturierung der Verschleiß von 41 mg auf 7 bzw. 9 mg verringert werden, was einer maximalen Verschleißreduktion von 83 % entspricht. Bezüglich des Verschleißes am Wälzkörpersatz kann eine Verschleißreduktion um 50 % beobachtet werden.

Einen potentiellen Erklärungsansatz für diese Verschleißreduktion im Bereich der Laufflächen und der Wälzkörper bietet eine detaillierte Studie der verschlissenen Oberfläche im Fall des laser-strukturierten Lagers.

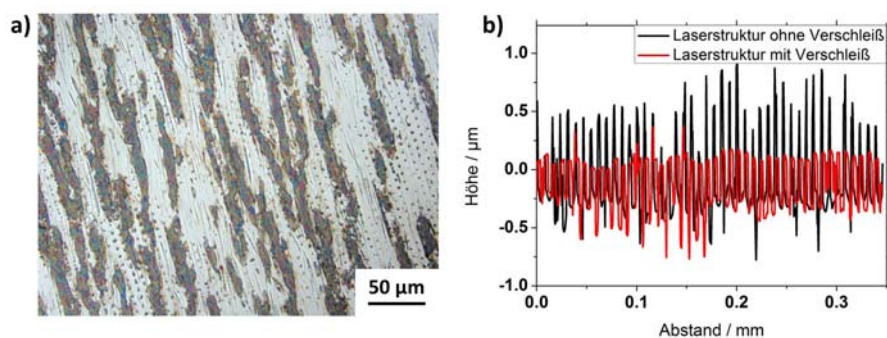


Abbildung 116: Lichtmikroskopische Abbildung der Verschleißspur im Fall des laser-strukturierten Lagers (a). Ein Vergleich des Querschnittsprofils vor und nach dem tribologischen Test ist in (b) gegeben.

Die lichtmikroskopische Aufnahme in Abbildung 116 a zeigt deutlich, dass auch im Bereich der Verschleißspur weiterhin laser-strukturierte Bereiche erhalten sind. Ein Vergleich des Querschnittsprofils nach der Laserstrukturierung und nach dem tribologischen Test zeigt, dass lediglich die Strukturhöhe aufgrund des Verschleißes abgenommen hat. Unverändert bleibt folglich die Periodizität der Struktur. Der Erhalt der Laserstrukturierung trotz der hohen Pressungen von 1900 MPa führt zur Speicherung der entstehenden Verschleißpartikel in den Topographieminima, wodurch die abrasive Wirkung der Partikel reduziert wird. Die Verschleißpartikel verbleiben folglich nicht im tribologischen Kontakt und tragen somit auch nicht zum weiteren Verschleiß bei [19, 26, 27, 125, 135, 138].

6. Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Dissertation befasst sich mit der tribologischen Wirksamkeit und Effizienz von laser-strukturierten Oberflächen in Laborexperimenten unter trockenen und geschmierten Bedingungen. Hinsichtlich der geschmierten Reibsituation wurden die tribologischen Eigenschaften dieser Oberflächen, angelehnt an die klassische Stribeckkurve, unter Grenz- bzw. Mischreibung sowie elastohydrodynamischer und hydrodynamischer Reibung untersucht. Neben der Beurteilung der Effizienz der erzeugten Oberflächenstrukturen wurde durch eine umfassende topographische, chemische und mikrostrukturelle Analyse der beteiligten Reibflächen der zugrunde liegende Mechanismus unter trockener und Mischreibung evaluiert. Eine Kombination der experimentellen Studien mit numerischen Simulationen führte zu einem tieferen Verständnis des Wirkprinzips der hergestellten Oberflächenstrukturen unter elastohydrodynamischer und hydrodynamischer Reibung. Abschließend wurden die Kontaktflächen von Konstruktionselementen (Kolbenring einer Flugzeugturbine und Laufflächen eines Axialzylinderrollenlagers) strukturiert und somit die Übertragbarkeit der Laborergebnisse auf reale Anwendungsfelder bewertet. Im Folgenden werden die essentiellen Ergebnisse und Schlussfolgerungen separat für jedes Reibregime zusammengefasst.

Im Bereich der **trockenen Reibung** wurde ein innovativer Ansatz zur Reibsteuerung durch die Strukturierung von beiden in Kontakt stehenden Oberflächen gewählt und die anisotropen Reibeeigenschaften der erzeugten Linienstrukturen perioden- und zyklenabhängig untersucht. Die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten wurde mit einer topographischen, chemischen und mikrostrukturellen Charakterisierung vor und nach der Laserstrukturierung verknüpft, um das Einlaufverhalten und die Stabilität der Oberflächenstrukturen zu studieren.

- XPS in Kombination mit einer Argonsputtereinheit ermöglicht die tiefenaufgelöste Messung der oberflächennahen chemischen Eigenschaften und folglich die Bestimmung der Oxidschichtdicke. Eine Vergrößerung der Eisen- und Chromoxidschichtdicke um den Faktor 4

konnte für eine laser-strukturierte Oberfläche im Vergleich zu einer polierten Referenzoberfläche nachgewiesen werden.

- Mittels Atomsondentomographien wurde die Oxidschichtdicke und -morphologie hochlokal in Abhängigkeit der eingebrachten Laserintensität bestimmt. Eine Änderung der Oxidmorphologie (Schichtbildung mit unterschiedlicher Oxidzusammensetzung) in Folge der Laserstrukturierung konnte durch diese Messungen belegt werden.
- Eine abschließende Beurteilung der mikrostrukturellen Eigenschaften zeigte nur eine geringe Beeinflussung der oberflächennahen Mikrostruktur. Nanoidentationsmessungen wiesen für das Intensitätsmaximum, verglichen mit der Referenz und dem Intensitätsminimum, eine um den Faktor 2 gesteigerte Härte nach. Dies konnte maßgeblich auf die unterschiedliche Oxidschichtdicke zurückgeführt werden.
- Zur exakten Positionierung des tribologischen Grund- und Gegenkörpers wurde sowohl für einseitig- als auch für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen ein neues Positioniersystem entwickelt. Im Fall von einseitig-strukturierten Reibflächen beruht dieses auf einem FIB-Fadenkreuz, welches mit Hilfe eines tragbaren Lichtmikroskops präzise zur Linienstruktur ausgerichtet werden kann. Für laser-strukturierte Substrate und Kugeln wurde die Ausrichtung durch eine Replikafolie und mit Hilfe eines Durchlichtmikroskops realisiert.
- Tribologische Studien des Einlaufverhaltens belegen einen geringeren Gleitreibungskoeffizienten für laser-strukturierte Oberflächen unabhängig von der getesteten Orientierung und der eingestellten Periode. Im Fall von einseitig-strukturierten Oberflächen weist ein Linienmuster, das senkrecht zur Reibrichtung ausgerichtet ist, einen geringeren Reibkoeffizienten auf. Für beidseitig-strukturierte Oberflächen konnte ein reduzierter Reibkoeffizient für eine 90°-Orientierung gemessen werden. Ein erhöhter Haftreibungskoeffizient im Fall einer 0°-Orientierung wurde mit dem geometrischen Verhaken der beteiligten Reibflächen korreliert.
- Reibexperimente zur Studie der Stabilität der erzeugten Oberflächenstrukturen wiesen hinsichtlich der Orientierungsabhängigkeit den gleichen experimentellen Trend auf. Die Unterschiede im Reibverhalten konnten mit der Kontaktfläche, dem Abrieb der Oxidschicht und der Bildung von Verschleißpartikeln sowie der Wechselwirkung mit diesen verknüpft werden.

Unter **Mischreibungsbedingungen** wurden geschlossene Schmiertaschen in Form eines Kreuzmusters mit unterschiedlicher Periode getestet, um die Ölfilmlebensdauer und die Notlaufeigenschaften zu untersuchen.

- Basierend auf einer elektrischen Charakterisierung des verwendeten, unadditivierten Schmieröls zur Bestimmung der elektrischen Leitfähigkeit und angelehnt an die Arbeiten von Furey et al. wurde ein neuartiger Messstand mit verbesserter Auflösung (Messfrequenz 1 MHz) konzipiert und validiert. Die experimentelle Messung des Festkörpertraganteils ermöglicht die präzise Bestimmung des aktuellen Reibregimes sowie eine qualitative und quantitative Auswertung der Festkörper- und Flüssigkeitstraganteile unter Mischreibungsbedingungen.
- Die Stribeckkurven von zwei Kontaktpaarungen mit unterschiedlicher kombinierter Oberflächenrauheit wurden aufgenommen. Sowohl die entsprechende Stribeckkurve als auch die elektrischen Messgrößen belegen für die Paarung mit geringerer kombinierter Rauheit eine Verschiebung der Übergänge von Grenz- zu Mischreibung und von Misch- zu hydrodynamischer Reibung zu kleineren Relativgeschwindigkeiten. Diese Ergebnisse können direkt mit dem λ -Parameter, der die Schmierfilmdicke in Relation zur kombinierten Oberflächenrauheit beschreibt, verknüpft und mit dem resultierenden Verschleißvolumen korreliert werden.
- Mit Hilfe des aufgebauten Versuchsstands konnte das zeitliche Verhalten des Reibkoeffizienten unter Mangelschmierung interpretiert werden. Nach der Aufnahme von Kalibrationskurven zur Einstellung einer initialen Schmierfilmdicke zeigen laser-strukturierte Kreuzmuster ein verbessertes Reibverhalten. Für eine Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 6 μm konnte eine 130-fache Verlängerung der Ölfilmlebensdauer nachgewiesen werden.
- Durch die Analyse der entstehenden Verschleißpartikel wurden die Partikelgrößenverteilungen der Referenzoberfläche und der laser-strukturierten Proben ermittelt. Basierend auf diesen Experimenten konnte die signifikante Verbesserung der tribologischen Eigenschaften auf eine Speicherung der gebildeten Verschleißpartikel in den Topographieminima, einen sekundären Schmierungseffekt und einen Aufbau eines zusätzlichen hydrodynamischen Drucks zurückgeführt werden.

Unter **elastohydrodynamischer Reibung** wurde durch die Strukturierung des tribologischen Grund- und Gegenkörpers ein innovativer Ansatz zur Reibreduktion getestet.

- Die tribologischen Messungen mit strukturiertem Substrat und glatter Kugel weisen eine Erhöhung der Reibkraft über das gesamte Gleit-Roll-Verhältnis auf, wohingegen die Versuche mit poliertem Substrat und strukturierter Kugel eine deutliche Reduktion der Reibkraft belegen. Für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen lässt sich die Tendenz ableiten, dass sich bei einer Erhöhung der Relativgeschwindigkeit eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften einstellt. Abhängig von der Kombination der strukturierten bzw. unstrukturierten Reibflächen kann das ermittelte Reibverhalten mit der Oberflächenrauheit (insbesondere der kombinierten Oberflächenrauheit beider Kontaktflächen), den Gravitationseffekten des Öls und einem Einfluss der Kontaktfläche korreliert werden.
- Im Fall von kleinen Rollgeschwindigkeiten und folglich bei geringen Schmierfilmdicken führt die Laserstrukturierung zu einer Erhöhung der Reibung. Im Gegensatz dazu wird bei großen Rollgeschwindigkeiten eine verringerte Reibkraft gemessen, da die Oberflächenstruktur den hydrodynamischen Schmierfilmaufbau bei diesen Betriebsbedingungen begünstigt.
- Eine Simulation der Druckflussfaktoren von deterministischen, laser-strukturierten und stochastischen Oberflächen konnte den positiven Einfluss der Laserstrukturierung auf die Ausbildung des hydrodynamischen Schmierfilms und den hydrodynamischen Druckaufbau nachweisen. Ein Vergleich dieser Simulationen zeigt, dass die Tiefe der Oberflächenstruktur im Bereich der Schmierfilmdicke liegen muss, um den Schmierfilmaufbau im Fall eines periodischen Musters positiv zu beeinflussen.

Im **hydrodynamischen Reibregime** wurden die tribologischen Eigenschaften von laser-strukturierten Oberflächen untersucht, die mit Hilfe eines Ultrakurzpulslasers erzeugt wurden.

- Nach der Kalibration des Versuchsstands wurden simultan die Normal- und Reibkraft sowie die resultierende Ölfilmdicke (laser-induzierte Fluoreszenz) bestimmt und die tribologischen Experimente in Abhängigkeit des Oberflächenmusters, des Konvergenzverhältnisses und der Strukturposition relativ zum Öleinlass durchgeführt. Aus diesen Messungen lässt

sich ableiten, dass alle laser-strukturierten Oberflächen unabhängig vom Muster und der Position zu einer Reduktion der Reibkraft führen.

- Die Einzeltasche, das Kreuzmuster und die Punktstruktur weisen abhängig von der eingestellten Konvergenz eine erhöhte Schmierfilmdicke auf. Für eine Einzeltasche konnte im Bereich kleiner Konvergenzverhältnisse eine erhöhte Tragfähigkeit bestimmt werden, wohingegen eine Kreuzstruktur über einen breiten Konvergenzbereich eine erhöhte Tragfähigkeit aufgewiesen hat.

Abschließend bleibt festzuhalten, dass die Oberflächenstrukturen, die mittels Laserinterferenz hergestellt werden können, auch im Anwendungsfall eine Verbesserung der tribologischen Eigenschaften bewirken. Im Fall eines Kolbenrings einer Flugzeugturbine weisen laser-strukturierte Reibflächen eine Reduktion des Verschleißvolumens um den Faktor 6 auf. Die Oberflächenstrukturierung der Lageroberflächen eines Axialzylinderrollenlagers bewirkt eine 83 %-ige Verschleißreduktion im Vergleich zu einem Lager mit polierten Oberflächen.

Als **Ausblick** sollen die ersten Ergebnisse von zwei innovativen Ansätzen zur Beeinflussung der tribologischen Eigenschaften unter trockenen und geschmierten Reibbedingungen vorgestellt werden. Quasiperiodische Oberflächenmuster ohne Translationssymmetrie, sogenannte Penrosestrukturen, werden auf polymeren Oberflächen erzeugt, um anschließend die Reibeigenschaften richtungsabhängig zu untersuchen. Es soll abschließend beurteilt werden, ob Strukturen mit gebrochener Translationssymmetrie aufgrund fehlender Verhakungsmöglichkeiten einen verschwindenden Gleitreibungskoeffizienten hervorrufen können. Weiterhin dient eine Kombination des Mikroprägens und der Laserstrukturierung zur Herstellung von multiskalig-strukturierten, metallischen Oberflächen zur gezielten Beeinflussung des Reibverhaltens unter geschmierten Bedingungen. Ferner soll bewertet werden, ob diese Strukturen einen gerichteten Schmierstofftransport induzieren, so dass potentielle Mangelschmierungszustände vermieden werden können.

6.1 Quasiperiodische Penrosemuster zur gezielten Reibsteuerung

Quasiperiodische Strukturen gehen auf Roger Penrose zurück und zeichnen sich durch fünf-, acht-, zehn- oder zwölfzählige Rotationssymmetrien aus [388-391]. Ein Unterschied zu periodi-

schen Strukturen mit zwei-, drei-, vier- oder sechszähliger Symmetrie ist, dass diese Muster keine dreidimensionale Translationssymmetrie aufweisen [388, 391, 392]. Die Entdeckung von quasikristallinen Materialien geht auf Shechtman zurück, der für eine Al-Mn-Legierung ein ikosaedrisches Beugungsmuster mit 6x5-zähliger Symmetrie nachweisen konnte [393, 394]. In experimentellen Studien wurde für quasikristalline Materialien gezeigt, dass diese im Vergleich zu kristallinen, periodischen Materialien einen geringeren Reibkoeffizienten besitzen [395, 396].

Basierend auf dieser Literaturstudie und auf den Ergebnissen aus Kapitel 5.1 werden mittels Laserinterferenzstrukturierung quasiperiodische Oberflächenstrukturen in einem mehrstufigen Prozess hergestellt und die richtungsabhängigen, tribologischen Eigenschaften dieser Muster untersucht. In diesem Zusammenhang soll beurteilt werden, ob mit quasiperiodischen Mustern die Reibkraft im Vergleich zu einer unstrukturierten Referenzoberfläche und einem periodischen Muster gesenkt werden kann. Der Prozess zur Herstellung von quasiperiodischen Strukturen durch die Überlagerung von mehreren Linienmustern mit einer Periodizität von $9\text{ }\mu\text{m}$ mittels Zweistrahlinterferenz ist in Abbildung 117 schematisch dargestellt.

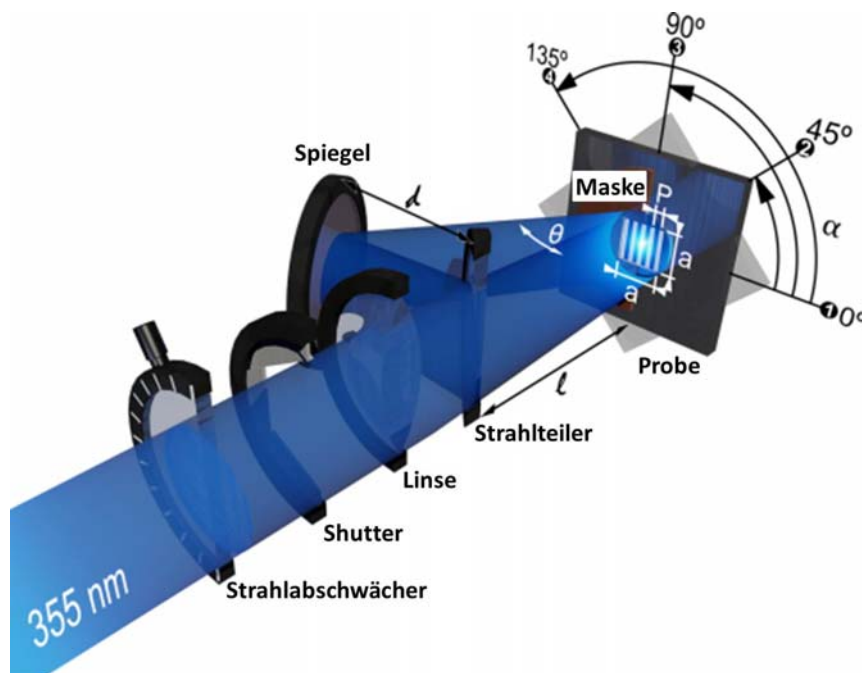


Abbildung 117: Schematische Darstellung des Herstellungsprozesses von quasiperiodischen Oberflächenstrukturen durch die sukzessive Überlagerung von Linienstrukturen mittels Zweistrahlinterferenz. Für die Erzeugung eines achtzähligen Penrose-Musters ist die Überlagerung von vier Linienmustern mit unterschiedlicher Ausrichtung (0° , 45° , 90° und 135°) notwendig. In diesem Zusammenhang sei angemerkt, dass das Linienmuster eine Periode von $9\text{ }\mu\text{m}$ aufweist.

Abbildung 117 legt dar, dass durch einen 4-stufigen Prozess die Herstellung eines quasiperiodischen Oberflächenmusters mit achtzähliger Symmetrie möglich ist [397]. Nach der Erzeugung eines Linienmusters mit einer 0° -Ausrichtung wird der Probenhalter um 45° rotiert und ein weiteres Linienmuster überlagert. Anschließend folgen zwei weitere Rotationen des Halters um 45° sowie eine entsprechende Oberflächenstrukturierung bei jedem Winkelschritt. Wird der Rotationswinkel auf 36° bzw. 30° verkleinert, so ist die Herstellung von quasiperiodischen Strukturen mit einer zehn- bzw. zwölfzähligen Symmetrie möglich [397, 398]. Da dieses Verfahren eine mehrstufige Überlagerung von Linienmustern nutzt, muss ein Material gewählt werden, welches einem direkten Ablations- und keinem Schmelzmechanismus unterliegt. Dies ist essentiell, da ansonsten die Strukturqualität durch den mehrfachen Auf- und Umschmelzvorgang negativ beeinflusst werden würde. Aus diesem Grund wurde für die ersten Experimente mit quasiperiodischen Strukturen Polyimid als Material gewählt, da die eingebrachte Leistungsdichte bei der Interferenzstrukturierung ausreicht, um eine direkte Ablation zu induzieren [399-401]. Abbildung 118 veranschaulicht das Ergebnis der Herstellung von quasiperiodischen Strukturen mit unterschiedlicher Symmetrie auf Polyimid anhand der resultierenden, mittels WLI bestimmten, Oberflächentopographie.

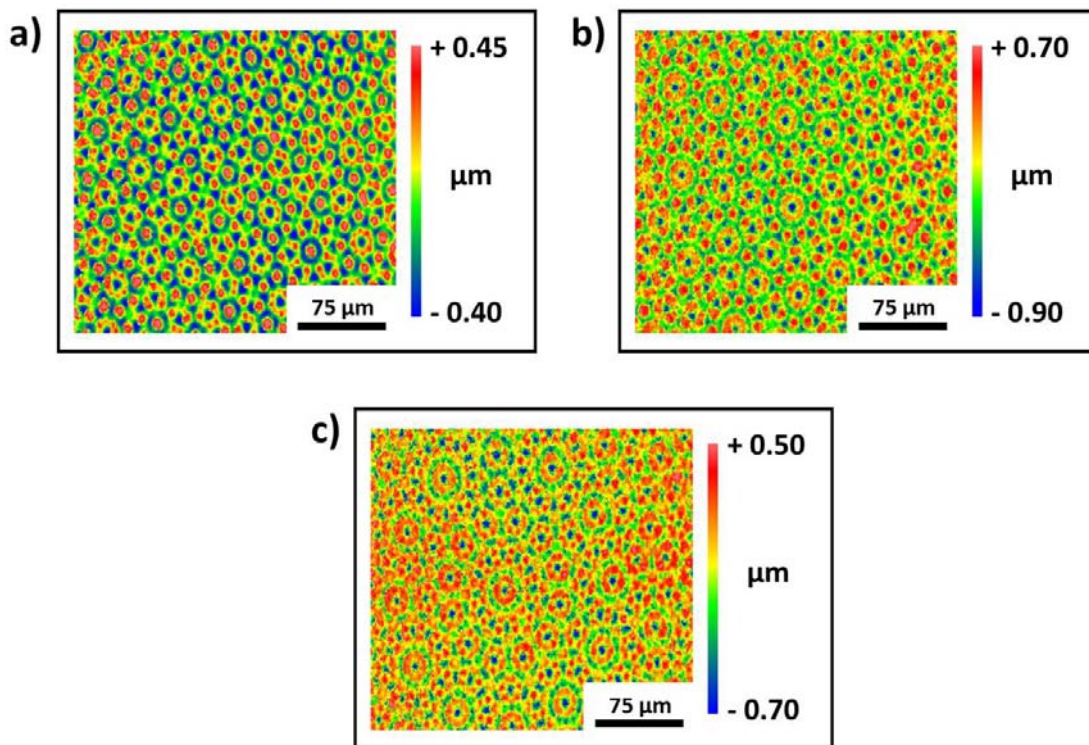


Abbildung 118: Zweidimensionale WLI-Aufnahmen der hergestellten quasiperiodischen Oberflächenmuster mit acht- (a), zehn- (b) und zwölf-zähliger Symmetrie (c) auf Polyimid.

Abbildung 118 verdeutlicht, dass die entsprechende Symmetrie der unterschiedlichen quasiperiodischen Oberflächenmuster in den WLI-Aufnahmen klar zu erkennen ist. Weiterhin ist eine Ordnung in benachbarten Bereichen, allerdings keine Translationssymmetrie, ersichtlich.

Zur Beurteilung der tribologischen Eigenschaften des quasiperiodischen Musters mit acht-zähliger Symmetrie wurden Reibexperimente unter trockenen Bedingungen durchgeführt. Für diese Messungen wurde eine Normalkraft von 10 mN, eine Relativgeschwindigkeit von 1 mm/s und ein Verfahrweg von 0.6 mm gewählt. Als tribologischer Gegenkörper diente in diesen Messungen eine Polyetheretherketon-Kugel (PEEK) mit einem Durchmesser von 3 mm. Die tribologischen Ergebnisse sind in Abbildung 119 zusammenfassend dargestellt.

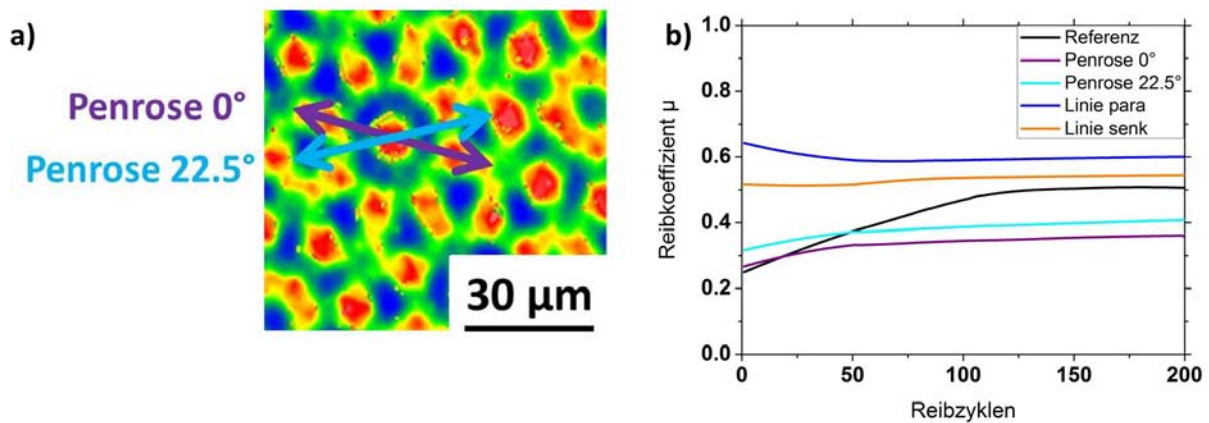


Abbildung 119: Illustration der getesteten Reibrichtungen, die mit Hilfe des Rotationstischs eingestellt wurden, im Fall des quasiperiodischen Oberflächenmusters (a). Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten (b) für ein Substrat mit quasiperiodischem und periodischem Oberflächenmuster in Abhängigkeit der relativen Orientierung der Laserstruktur zur Reibrichtung. Weiterhin ist auch der zeitliche Verlauf des Reibkoeffizienten für eine unstrukturierte PEEK-Oberfläche dargestellt.

Abbildung 119 a illustriert die Orientierung der Reibrichtung relativ zur hergestellten Oberflächenstruktur für die getestete 0°- und 22.5°-Ausrichtung im Fall des acht-zähligen, quasiperiodischen Musters. Weiterhin wurde der zeitliche Verlauf des Reibkoeffizienten für ein Linienmuster mit einer Periode von 9 µm richtungsabhängig untersucht. Die Ausrichtungen „senk“ und „para“ entsprechen den in Abbildung 32 dargestellten Orientierungen für einseitig-strukturierte Oberflächen. Aus Abbildung 119 b wird deutlich, dass die quasiperiodischen Penrosemuster unabhängig von der getesteten Orientierung zu einer Reduktion des Reibkoeffizienten führen. Weiterhin kann

te auch in diesen Messungen der experimentelle Trend bestätigt werden, dass ein Linienmuster, welches senkrecht zur Reibrichtung orientiert ist, einen geringeren Reibkoeffizienten im Vergleich zu einer parallelen Ausrichtung aufweist. Diese Ergebnisse verdeutlichen das Potential, mit quasiperiodischen Oberflächenstrukturen die resultierenden Reibeigenschaften im Sinne einer Reibreduktion positiv zu beeinflussen. Allerdings muss weiterhin festgehalten werden, dass es unter atmosphärischen Bedingungen nicht möglich gewesen ist mit quasiperiodischen Oberflächen eine verschwindende Reibkraft nachzuweisen. Nach He et al. ist dies auf das Vorhandensein von Adsorbaten auf der Oberfläche zurückzuführen [193].

6.2 Multiskalig-strukturierte Oberflächen zur Erzeugung eines gerichteten Schmierstofftransports

Mangelschmierzustände sind in lebensdauer geschmierten, tribologischen Systemen (zum Beispiel Uhren) ein großes Problem, da diese den Verlust der Funktionalität sowie den Ausfall des Systems bewirken können [402]. Die entstehende Reibwärme in tribologischen Kontakten bedingt durch hohe Kontaktpressungen führt zu einer Schmierstoffmigration aus der wärmeren Kontaktzone in die kühleren Randbereiche. Folglich verringert sich die effektive Menge an Schmierstoff im Kontakt und Mangelschmierungserscheinungen werden induziert. Als treibende Kraft kann in diesem Zusammenhang die Marangonikraft genannt werden. Aufgrund des vorherrschenden Temperaturgradienten wird ein Gradient in der Grenzflächenspannung hervorgerufen, welcher einen Fluss des Fluids aus dem tribologischen Kontakt bewirkt. Da sich der vordere Kontaktwinkel an der Tropfenfront von dem hinteren Kontaktwinkel unterscheidet, kommt es zur Ausbildung eines asymmetrischen Tropfenprofils mit Krümmungs- und Druckunterschieden. Die dadurch hervorgerufene Kapillarkraft bewirkt eine Stabilisierung des Fluids in der Kontaktzone. Ferner stellt die Viskosität eine bremsende Komponente dar und trägt zur Stabilisierung des Fluids bei [403, 404].

Die gezielte Einbringung von Barrierschichten (Epilamierungen) durch eine chemische Oberflächenmodifikation bewirkt eine Veränderung der Oberflächenspannung und unterbindet somit die Ausbreitung des Schmierstoffs. Dies führt zu einer Verringerung der Schmierstoffmigration und folglich zu einer Verhinderung von Mangelschmierzuständen [402, 405, 406]. Neben der chemischen Beeinflussung der Oberfläche kann auch durch die Erzeugung einer definierten Oberflächentopographie ein gerichteter Schmierstofftransport hervorgerufen werden [407-409]. Weiter-

hin ist auch eine Kombination aus einer modifizierten Oberflächenchemie und -topographie denkbar, um ein anisotropes Benetzungs- und Spreizungsverhalten zu generieren und somit Mangelschmierzuständen entgegenzuwirken [410, 411].

Es bleibt festzuhalten, dass bisherige Studien eindeutig den Effekt von definierten Oberflächenstrukturen auf die Benetzungssituation und die damit verbundene Migration von Schmierstoffen belegen konnten. Aus diesem Grund wurde ein innovativer Ansatz der Oberflächenmodifizierung durch die Kombination des Mikroprägens und der Laserinterferenzstrukturierung zur Herstellung einer multiskalig-strukturierten Oberfläche getestet. In diesem Zusammenhang wurde der Prägeprozess genutzt, um kanalartige Strukturen mit einem Abstand von 200 μm , einer Stegbreite von 230 μm und einer Tiefe von 35 μm herzustellen. Diese Strukturen wurden mit einem Linienmuster mit einer Periodizität von 5 μm und einer Strukturtiefe von 1 μm überlagert und folglich eine multiskalig-strukturierte Oberfläche hergestellt. Abbildung 120 verdeutlicht anhand von drei REM-Aufnahmen die hergestellten Kanal- und Linienstrukturen sowie die multiskalige Oberfläche.

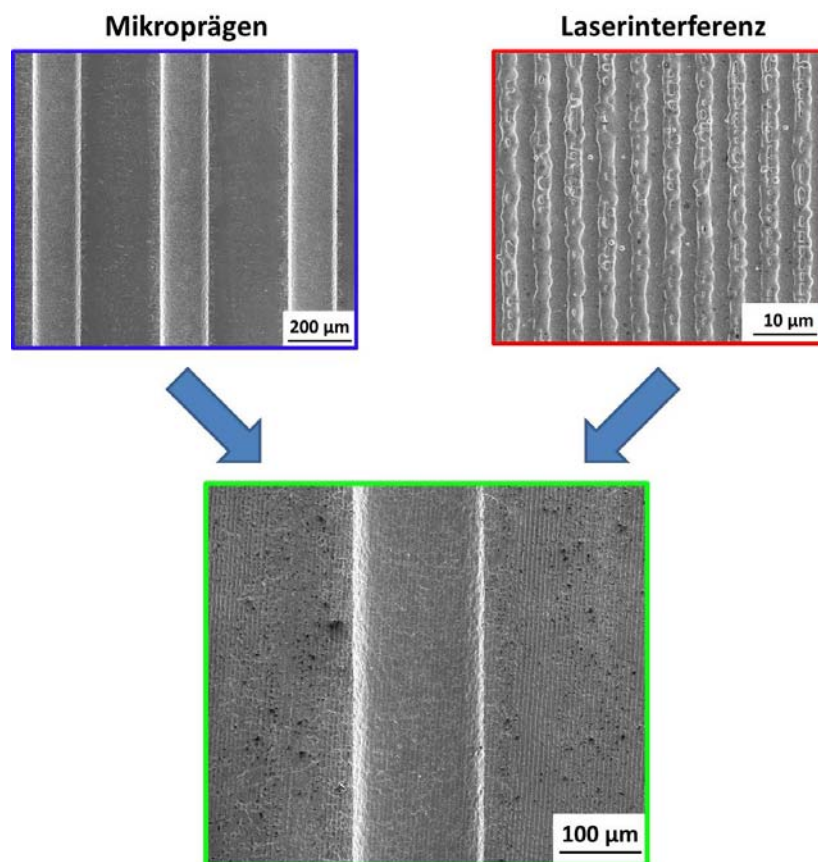


Abbildung 120: Darstellung der Kanalstruktur (Mikroprägen) und des Linienmusters (Laserinterferenzstrukturierung) sowie der multiskalig-strukturierten Oberfläche durch eine Kombination der beiden Prozesse.

Zur Untersuchung des Spreizungsverhaltens wurde ein Öltropfen (3 μl PAO 8) auf diese Oberflächen appliziert und die zeitliche Veränderung des Tropfens mit Hilfe eines Videomikroskops aufgenommen. Anschließend ist die Bestimmung der Tropfenbreite und -länge zu bestimmten Zeiten (1, 2, 5, 10, 20 und 60 Sekunden) möglich. Aus dem Verhältnis von **Tropfenlänge zu Tropfenbreite** kann die **Tropfenverzerrung** ermittelt werden. In Abbildung 121 ist die resultierende Tropfenverzerrung einer unstrukturierten, polierten Referenzoberfläche, der Kanal- und Linienstruktur sowie der multiskalig-strukturierten Oberfläche dargestellt.

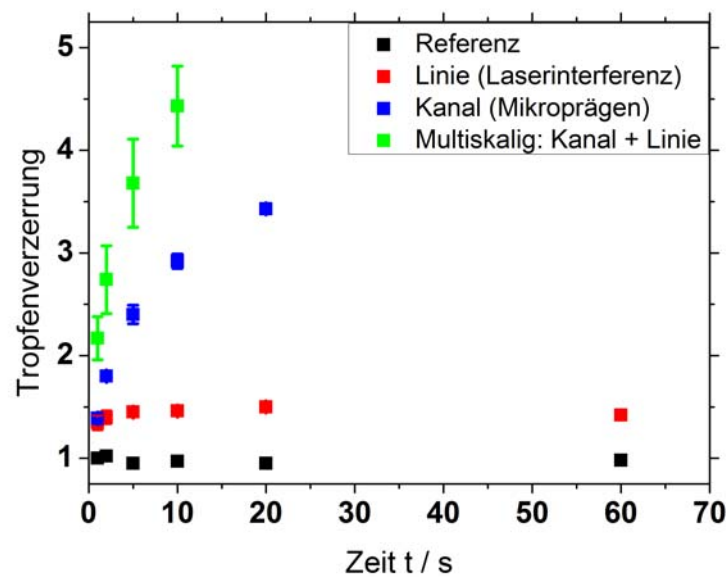


Abbildung 121: Gemessene Tropfenverzerrung für eine polierte, unstrukturierte Referenzoberfläche, eine Kanal- und Linienstruktur sowie eine multiskalig-strukturierte Oberfläche. In diesem Zusammenhang sei angemerkt, dass die Tropfenverzerrung für die Kanalstruktur und die multiskalige Oberfläche nur bis zu einer Zeit von 20 bzw. 10 Sekunden bestimmt werden konnten, da zu größeren Zeiten der Tropfen bei der eingestellten Mikroskopvergrößerung nicht mehr aufgenommen werden konnte.

Abbildung 121 belegt ein isotopes Spreizungsverhalten für eine polierte, unstrukturierte Referenzoberfläche mit einer Tropfenverzerrung von ca. 1. Weiterhin zeigt diese Abbildung, dass eine multiskalig-strukturierte Oberflächenstruktur ein hochgradig, anisotropes Spreizungsverhalten hervorruft. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass durch multiskalige Oberflächenstrukturen ein gerichteter Schmierstofftransport induziert werden kann. Dies belegt folglich ein großes Potential für weitere Forschungsarbeiten.

7. Literaturverzeichnis

- [1] Urbakh, M., Klafter, J., Gourdon, D., Israelachvili, J.: The nonlinear nature of friction. *Nature* 430, 525-528 (2004).
- [2] Nakada, M.: Trends in engine technology and tribology. *Tribol. Int.* 27, 3-8 (1994).
- [3] Taylor, C. M.: Automobile engine tribology – design considerations for efficiency and durability. *Wear* 221, 1-8 (1998).
- [4] Priest, M., Taylor, C. M.: Automobile engine tribology – approaching the surface. *Wear* 241, 193-203 (2000).
- [5] Tung, S. C., McMillan, M. L.: Automotive tribology overview of current advances and challenges for the future. *Tribol. Int.* 37, 517-536 (2004).
- [6] Eriksson, M., Jacobson, S.: Tribological surfaces of organic brake pads. *Tribol. Int.* 33, 817-827 (2000).
- [7] Eriksson, M., Bergman, F., Jacobson, S.: On the nature of tribological contact in automotive brakes. *Wear* 252, 26-36 (2002).
- [8] Reis, P.: Optimizing friction behaviour of clutch facings using pin-on-disk test. *Int. J. Phys. Sci.* 3, 65-70 (2008).
- [9] Holmberg, K., Andersson, P., Erdemir, A.: Global energy consumption due to friction in passenger cars. *Tribol. Int.* 47, 221-234 (2012).
- [10] Stribeck, R.: Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager. *VDI-Zeitschrift* 46 (1902).
- [11] Spikes, H. A.: Mixed lubrication – an overview. *Lubr. Sci.* 9, 221-253 (1997).
- [12] Spikes, H. A.: Basics of mixed lubrication. *Lubr. Sci.* 16, 3-28 (2003).
- [13] Erdemir, A.: Review of engineered tribological interfaces for improved boundary lubrication. *Tribol. Int.* 38, 249-256 (2005).
- [14] Martini, A., Zhu, D., Wang, Q.: Friction reduction in mixed lubrication. *Tribol. Lett.* 28, 139-147 (2007).
- [15] Voevodin, A. A., Zabinski, J. S.: Supertough wear-resistant coatings with ‚chameleon‘ surface adaptation. *Thin Solid Films* 370, 223-231 (2000).

- [16] Holmberg, K., Matthews, A., Ronkainen, H.: Coatings tribology – contact mechanisms and surface design. *Tribol. Int.* 31, 107-120 (1998).
- [17] Korcek, S., Sorab, J., Johnson, M. D., Jensen, R. K.: Automotive lubricants for the next millennium. *Ind. Lubr. Tribol.* 52, 209-220 (2000).
- [18] Komvopoulos, K.: Surface engineering and microtribology for microelectromechanical systems. *Wear* 200, 305-327 (1996).
- [19] Blatter, A., Maillat, M., Primenov, S. M., Shafeev, G. A., Simakin, A. V., Loubnin, E. N.: Lubricated sliding performance of laser-patterned sapphire. *Wear* 232, 226-230 (1999).
- [20] Song, Y., Premchandran, N. R., Zou, M., Wang, Y. A.: Adhesion and friction properties of micro/nano-engineered superhydrophobic/hydrophobic surfaces. *Thin Solid Films* 518, 3801-3807 (2010).
- [21] Dumitru, G., Romano, V., Weber, H. P., Haefke, H., Gerbig, Y., Pflueger, E.: Laser microstructuring of steel surfaces for tribological applications. *Appl. Phys. A* 70, 485-487 (2000).
- [22] Andersson, P., Koskinen, J., Varjus, S., Gerbig, Y., Haefke, H., Georgiou, S., Zhmud, B., Buss, W.: Microlubrication effect by laser-textured steel surfaces. *Wear* 262, 369-379 (2007).
- [23] Kovalchenko, A., Ajayi, O., Erdemir, A., Fenske, G., Etsion, I.: The effect of laser texturing of steel surfaces and speed-load parameters on the transition of lubrication regime from boundary to hydrodynamic. *Tribol. T.* 47, 299-307 (2004).
- [24] Kovalchenko, A., Ajayi, O., Erdemir, A., Fenske, G., Etsion, I.: The effect of laser surface texturing on transitions in lubrication regimes during unidirectional sliding contact. *Tribol. Int.* 38, 219-225 (2005).
- [25] Kovalchenko, A., Ajayi, O., Erdemir, A., Fenske, G.: Friction and wear behavior of laser textured surface under lubricated initial point contact. *Wear* 271, 1719-1725 (2011).
- [26] Tian, H., Saka, N., Suh, N. P.: Boundary lubrication studies on undulated titanium surfaces. *Tribol. T.* 32, 289-296 (1989).
- [27] Saka, N., Tian, H., Suh, N. P.: Boundary lubrication of undulated metal surface at elevated temperatures. *Tribol. T.* 32, 389-395 (1989).
- [28] Pettersson, U., Jacobson, S.: Influence of surface texture on boundary lubricated sliding contacts. *Tribol. Int.* 36, 857-864 (2003).
- [29] Etsion, I., Burstein, L.: A model for mechanical seals with regular microsurface structure. *Tribol. T.* 39, 677-683 (1996).

- [30] Olver, A. V., Fowell, M. T., Spikes, H. A., Pegg, I. G.: "Inlet suction", a load support mechanism in non-convergent, pocketed, hydrodynamic bearings. *Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol.* 220, 105-108 (2006).
- [31] Fowell, M. T., Pegg, I. G., Olver, A. V., Gosman, A. D., Spikes, H. A.: Entrainment and inlet suction: two mechanisms of hydrodynamic lubrication in textured bearings. *J. Tribol.* 129, 336-347 (2007).
- [32] Etsion, I.: State of the art in laser surface texturing. *Trans. ASME J. Tribology* 127, 248-253 (2005).
- [33] Rosenkranz, A.: Erzeugung maßgeschneiderter Topographien in metallischen Oberflächen mittels Laser-Interferenz-Metallurgie und Untersuchung des Geometrieinflusses auf den Mischreibungszustand. Diplomarbeit, Universität des Saarlandes (2010).
- [34] Steen, W. M., Mazumder, J.: *Laser material processing*. Springer Verlag, 4. Auflage (2010).
- [35] Hügel, H., Graf, T.: *Laser in der Fertigung*. Vieweg + Teubner Verlag, 2. Auflage (2009).
- [36] Newport Spectra Physics: *Laser manual Quanta Ray Pro 290* (2006).
- [37] Newport Spectra Physics: *Laser manual Spitfire X Pro* (2009).
- [38] Hecht, E.: *Optik*. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 5. Auflage (2009).
- [39] Svelto, O.: *Principles of lasers*. Springer Verlag, 5. Auflage (2010).
- [40] Rullière, C.: *Femtosecond laser pulses: principles and experiments*. Springer Verlag, 2. Auflage (2005).
- [41] Wellershoff, S. S., Hohlfeld, J., Gütde, J., Matthias, E.: The role of electron-phonon coupling in femtosecond laser damage of metals. *Appl. Phys. A* 69, 99-107 (1999).
- [42] Lao, Y. L., Chen, H., Zhang, W.: Time scale effects in laser material removal: a review. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 26, 598-608 (2005).
- [43] Kaganov, M. I., Lifshitz, I. M., Tanatarov, L. V.: Relaxation between electrons and the crystalline lattice. *Soviet Physics JETP-USSR* 4, 173-178 (1957).
- [44] Anisimov, S. I., Kapeliovich, B. L., Perel'Man, T. L.: Electron emission from metal surfaces exposed to ultrashort laser pulses. *Zh. Eksp. Teor. Fiz.* 66, 357-377 (1974).
- [45] Chichkov, B. N., Momma, C., Nolte, S., von Alvensleben, F., Tünnermann, A.: Femtosecond, picosecond and nanosecond laser ablation of solids. *J. Appl. Phys. A* 63, 109-115 (1996).
- [46] Pronko, P. P., Dutta, S. K., Du, D., Singh, R. K.: Thermophysical effects in laser processing of materials with picosecond and femtosecond pulses. *J. Appl. Phys.* 78, 6233-6240 (1995).

- [47] Le Harzic, R., Huot, N., Audouard, E., Jonin, C., Laporte, P., Valette, S., Fraczekiewicz, A., Fortunier, R.: Comparison of heat-affected zones due to nanosecond and femtosecond laser pulses using transmission electronic microscopy. *Appl. Phys. Lett.* 80, 3886-3888 (2002).
- [48] Sheng, P. S., Joshi, V. S.: Analysis of heat-affected zone formation for laser cutting of stainless steel. *J. Mater. Process. Technol.* 53, 879-892 (1995).
- [49] Momma, C., Chichkov, B. N., Nolte, S., von Alvensleben, F., Tünnermann, A., Welling, H., Wellegehausen, B.: Short-pulse laser ablation of solid targets. *Opt. Commun.* 129, 134-142 (1996).
- [50] Von der Linde, D., Sokolowski-Tinten, K., Bialkowski, J.: Laser-solid interaction in the femtosecond time regime. *Appl. Surf. Sci.* 109, 1-10 (1997).
- [51] Hirayama, Y., Obara, M.: Heat effects of metals ablated with femtosecond laser pulses. *Appl. Surf. Sci.* 197-198, 741-745 (2002).
- [52] Semak, V. V., Damkroger, B., Kempka, S.: Temporal evolution of the temperature field in the beam interaction during laser material processing. *J. Appl. Phys.* 32, 1819-1825 (1999).
- [53] Engleman, P. G., Dahotre, N. B., Kurella, A., Samant, A., Blue, C. A.: The application of laser-induced multi-scale surface texturing. *Jom* 57, 46-50 (2005).
- [54] Mücklich, F., Lasagni, A., Daniel, C.: Laser interference metallurgy – using interference as a tool for micro/nano structuring. *Zeitschrift für Materialkunde* 97, 1337-1344 (2006).
- [55] Gao, Y., Wu, B., Zhou, Y., Tao, S.: A two-step nanosecond laser surface texturing process with smooth surface finish. *Appl. Surf. Sci.* 257, 9960-9967 (2011).
- [56] Burrow, G. M., Gaylord, T. K.: Multi-beam interference advances and applications: Nanoelectronics, photonic crystals, metamaterials, subwavelength structures, optical trapping, and biomedical structures. *Micromachines* 2, 221-257 (2011).
- [57] Mücklich, F., Lasagni, A., Daniel C.: Laser interference metallurgy – periodic surface patterning and formation of intermetallics. *Intermetallics* 13, 437-442 (2005).
- [58] Lasagni, A., D'Alessandria, M., Giovanelli, R., Mücklich, F.: Advanced design of periodical architectures in bulk metals by means of laser interference metallurgy. *Appl. Surf. Sci.* 254, 930-936 (2007).
- [59] Gualtieri, E., Borghi, A., Calabri, L., Pugno, N., Valeri, S.: Increasing nanohardness and reducing friction of nitride steel by laser surface texturing. *Tribol. Int.* 42, 699-705 (2009).
- [60] Gachot, C., Catrin, R., Lasagni, A., Schmid, U., Mücklich, F.: Comparative study of grain sizes and orientation in microstructured Au, Pt and W thin films designed by laser interference metallurgy. *Appl. Surf. Sci.* 255, 5626-5632 (2009).

- [61] D'Alessandria, M., Mücklich, F.: Tailoring the chemical behavior of aluminum for selective etching by laser interference metallurgy. *Appl. Phys. A* 98, 311-320 (2010).
- [62] Von Allmen, M., Blatter, A.: *Laser-beam interactions with materials: physical principles and applications*. Springer-Verlag, 2. Auflage (1998).
- [63] Ang, L. K., Lau, Y. Y., Gilgenbach, R. M., Spindler, H. L.: Analysis of laser absorption on a rough metal surface. *Appl. Phys. Lett.* 70, 696-698 (1997).
- [64] Ujihara, K.: Reflectivity of metals at high temperatures. *J. Appl. Phys.* 43, 2376-2383 (2003).
- [65] Lasagni, A.: *Advanced design of periodical structures by laser interference metallurgy in the micro/nano scale on macroscopic areas*. Dissertation Saarland University (2006).
- [66] Petsas, K. I., Coates, A. B., Grynberg, G.: Crystallography of optical lattices. *Phys. Rev. A* 50, 5173-5189 (1994).
- [67] Drodofsky, U., Stuhler, J., Schulze, T., Drewsen, M., Brezger, B., Pfau, T., Mlynek, J.: Hexagonal nanostructures generated by light masks for neutral atoms. *Appl. Phys. B - Lasers O.* 65, 755-759 (1997).
- [68] Mützel, M., Rasbach, U., Meschede, D., Burstedde, C., Braun, J., Kunoth, A., Peithmann, K., Buse, K.: Atomic nanofabrication with complex light fields. *Appl. Phys. B* 77, 1-9 (2003).
- [69] Kondo, T., Matsuo, S., Juodkazis, S., Misawa, H.: Femtosecond laser interference technique with diffractive beam splitter for fabrication of three-dimensional photonic crystals. *Appl. Phys. Lett.* 79, 725-727 (2001).
- [70] Kawamura, K., Sarukura, N., Hirano, M., Ito, N., Hosono, H.: Periodic nanostructure array in crossed holographic gratings on silica glass by two interfered infrared-femtosecond laser pulses. *Appl. Phys. Lett.* 79, 1228-1230 (2001).
- [71] Nakata, Y., Okada, T., Maeda, M.: Fabrication of dot matrix, comb, and nanowire structures using laser ablation by interfered femtosecond laser beams. *Appl. Phys. Lett.* 81, 4239-4241 (2002).
- [72] Tan, B., Sivakumar, N. R., Venkatakrisnan, K.: Direct grating writing using femtosecond laser interference fringes formed at the focal point. *J. Opt. A Pure Appl. Opt.* 7, 169-174 (2005).
- [73] Feuerhake, M., Klein-Wiele, J. H., Marowsky, G., Simon, P.: Dynamic ablation studies of sub-micron gratings on metals with sub-picosecond time resolution. *Appl. Phys. A* 67, 603-606 (1998).
- [74] Klein-Wiele, J. H., Simon, P.: Fabrication of periodic nanostructures by phase-controlled multiple-beam interference. *Appl. Phys. Lett.* 83, 4707-4709 (2003).

- [75] Bekesi, J., Klein-Wiele, J. H., Simon, P.: Efficient submicron processing of metals with femto-second UV pulses. *Appl. Phys. A* 76, 355-357 (2003).
- [76] Voisiat, B., Gedvilas, M., Indrisiunas, S., Raciukaitis, G.: Picosecond-laser 4-beam-interference ablation as a flexible tool for thin film microstructuring. *Phys. Proc.* 12, 116-124 (2011).
- [77] Burmeister, F., Steenhusen, S., Houbertz, R., Zeitner, U. D., Nolte, S., Tünnermann, A.: Materials and technologies for fabrication of three-dimensional microstructures with sub-100 nm feature sizes by two-photon polymerization. *J. Laser Appl.* 24, 042014 1-6 (2012).
- [78] Bekesi, J., Simon, P., Ihlemann, J.: Deterministic sub-micron 2D grating structures on steel by UV-fs-laser interference patterning. *Appl. Phys. A* 114, 69-73 (2014).
- [79] Czichos, H., Habig, K. H.: *Tribologie – Handbuch*. Vieweg Verlag, 2. Auflage (2003).
- [80] Dowson, D.: *History of tribology*. Wiley Verlag, 2. Auflage (1998).
- [81] Amonton, G.: De la resistance cause dans les machines. *Mem. Acad. R. A*, 275-282 (1699).
- [82] Coulomb, C. A.: Theorie des machines simples, en ayant egard au frottement de leurs parties, et la roideur des cordages. *Mem. Math. Phys. Paris* 10, 161-342 (1785).
- [83] Spikes, H. A., Olver, A. V.: *Tribology notes*. Imperial College, London (2011).
- [84] Molinari, A., Estrin, Y., Mercier, S.: Dependence of the coefficient of friction on the sliding conditions in the high velocity range. *J. Tribol.* 121, 35-41 (1999).
- [85] Mueser, M. H.: Velocity dependence of kinetic friction in the Prandtl-Tomlinson model. *Phys. Rev. B* 84, 125419 (2011).
- [86] Rabinowicz, E.: The nature of static and kinetic coefficients of friction. *J. Appl. Phys.* 22, 1373-1379 (1951).
- [87] Bowden, F. P., Tabor, D.: Mechanism of metallic friction. *Nature* 150, 197-199 (1942).
- [88] Green, A. P.: Friction between unlubricated metals: a theoretical analysis of the junction model. *Proc. R. Soc. Lond. A* 228, 191-204 (1954).
- [89] Archard, J. F.: Elastic deformation and the laws of friction. *Proc. R. Soc. A* 243, 190-205 (1957).
- [90] Greenwood, J. A., Williamson, J. B. P.: Contact of nominally flat surfaces. *Proc. R. Soc. A* 295, 300-319 (1966).
- [91] Hertz, H.: On the contact of elastic solids. *J. Reine Angew. Math.* 92, 156-171 (1881).
- [92] Johnson, K. L., Kendall, K., Roberts, A. D.: Surface energy and the contact of elastic solids. *Proc. R. Soc. Lond. A* 324, 301-313 (1971).

- [93] Derjaguin, B. V., Muller, V. M., Toporov, Y. P.: Effect of contact deformation on the adhesion of particles. *J. Colloid Interface Sci.* 53, 314-326 (1975).
- [94] Maugis, D.: Adhesion of spheres – the JKR-DMT transition using a Dugdale model. *J. Colloid Interface Sci.* 150, 243-269 (1992).
- [95] Mo, Y., Turner, K. T., Szlufarska, I.: Friction laws at the nanoscale. *Nature* 457, 1116-1119 (2009).
- [96] Johnson, K. L.: The contribution of micro/nano-tribology to the interpretation of dry friction. *Proc. Inst. Mech. Eng. C J. Mech. Eng. Sci.* 214, 11-22 (2000).
- [97] Reynolds, O.: On the theory of lubrication and its application to Mr. Beauchamp Tower's experiments, including an experimental determination of the viscosity of olive oil. *Proc. R. Soc. A* 40, 191-203 (1886).
- [98] Beeck, O., Givens, J. W., Williams, E. C.: On the mechanism of boundary lubrication. II. Wear prevention by addition agents. *Proc. R. Soc. Lond. A* 177, 103-118 (1940).
- [99] Hughes, T. P., Whittingham, G.: The influence of surface films on the dry and lubricated sliding of metals. *J. Chem. Soc. Faraday Trans.* 38, 9-27 (1942).
- [100] Czichos, H.: Tribology and its many facts: From macroscopic to microscopic and nano-scale phenomena. *Mecc.* 36, 605-615 (2001).
- [101] Schmid, S. R., Hamrock, B.J., Jacobson, B.O.: *Fundamentals of machine elements*. CRC Press, 3. Auflage (2013).
- [102] Archard, J. F.: Friction between metal surfaces. *Wear* 113, 3-16 (1986).
- [103] Sedlacek, M., Podgornik, B., Vizintin, J.: Correlation between standard roughness parameters skewness and kurtosis and tribological behavior of contact surfaces. *Tribol. Int.* 48, 102-112 (2012).
- [104] Blau, P. J.: Effects of surface preparation on the friction and wear behaviour of silicon nitride/silicon carbide sliding pairs. *J. Mater. Sci.* 27, 4732-4740 (1992).
- [105] Evans, C. J., Bryan, J. B.: „Structured”, “textured” or “engineered” surfaces. *CIRP Ann.* 48, 541-556 (1999).
- [106] Stout, K. J., Blunt, L.: A contribution to the debate on surface classifications - random, systematic, unstructured, structured and engineered. *Int. J. Mach. Tool. Manu.* 41, 2039-2044 (2001).
- [107] Mathia, T.G., Pawlus, P., Wieczorowski, M.: Recent trends in surface metrology. *Wear* 271, 494-508 (2001).

- [108] Gadelmawla, E. S., Koura, M. M., Maksoud, T. M. A, Elewa, I. M., Soliman, H. H.: Roughness parameters. *J. Mater. Process Tech.* 123, 133-145 (2002).
- [109] Abbott, E. J., Firestone, F. A.: Specifying surface quality. *Mech. Eng.* 55, 569 (1933).
- [110] Stein, D., Hetherington, D., Dugger, M., Stout, T.: Optical interferometry for surface measurements of CMP pads. *J. Electron. Mater.* 25, 1623-1627 (1996).
- [111] Tayebi, N., Polycarpou, A. A.: Modeling the effect of skewness and kurtosis on the static friction coefficient of rough surfaces. *Tribol. Int.* 37, 491-505 (2004).
- [112] Sedlacek, M., Podgornik, B., Vizintin, J.: Influence of surface preparation on roughness, friction and wear. *Wear* 266, 482-487 (2009).
- [113] Lützig, G.: Großgetriebe Graufleckigkeit – Einfluss der Flankenmodifikation und der Oberflächenrauheit. Dissertation, Universität Leipzig (2007).
- [114] Steinhilper, W., Sauer, B., Albers, H.: Konstruktionselemente des Maschinenbaus 2. Springer Verlag, 2. Auflage (2006).
- [115] DIN EN ISO 4288: Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit (1998).
- [116] Niemann, G., Winter, H., Höhn, B. R.: Maschinenelemente: Band 1: Konstruktion und Berechnung von Verbindungen, Lagern und Wellen. Springer Verlag 4. Auflage (2005).
- [117] Elson, J. M., Bennett, J. M.: Calculation of the power spectral density from surface profile data. *Appl. Optics* 34, 201-208 (1995).
- [118] Blau, P. J.: The significance and use of the friction coefficient. *Tribol. Int.* 34, 585-591 (2001).
- [119] Suh, N. P., Sin, H. C.: The genesis of friction. *Wear* 69, 91-114 (1981).
- [120] Rigney, D. A.: Large strains associated with sliding contact of metals. *Mat. Res. Innovat.* 1, 231-234 (1998).
- [121] Kapoor, A., Williams, J. A., Johnson, K. L.: The steady state sliding of rough surfaces. *Wear* 175, 81-92 (1994).
- [122] Kuhlmann-Wilsdorf, D.: What role for contact spots and dislocations in friction and wear?. *Wear* 200, 8-29 (1996).
- [123] Chaudhuri, D. K., Xie, D., Lakshmanan, A. N.: The influence of stacking fault energy on the wear resistance of nickel base alloys. *Wear* 209, 140-152 (1997).
- [124] Kim, D. E., Suh, N. P.: On microscopic mechanisms of friction and wear. *Wear* 149, 199-208 (1991).
- [125] Suh, N. P., Mosleh, M., Howard, P. S.: Control of friction. *Wear* 175, 151-158 (1994).

- [126] Bhushan, B., Nosonovsky, M.: Comprehensive model for scale effects in friction due to adhesion and two- and three-body deformation (plowing). *Acta Mater.* 52, 2461-2474 (2004).
- [127] Yoon, E. S., Singh, R. A., Oh, H. J., Kong, H.: The effect of contact area on nano/micro-scale friction. *Wear* 259, 1424-1431 (2005).
- [128] Blau, P. J.: Embedding wear models into friction models. *Tribol. Lett.* 34, 75-79 (2009).
- [129] Williams, J. A.: Wear and wear particles – some fundamentals. *Tribol. Int.* 38, 863-870 (2005).
- [130] Blau, P. J.: Fifty years of research on the wear of metals. *Tribol. Int.* 30, 321-331 (1997).
- [131] Godet, M.: The third-body approach: a mechanical view of wear. *Wear* 100, 437-452 (1984).
- [132] Rabinowicz, E., Dunn, L. A., Russell, P. G.: A study of abrasive wear under three-body conditions. *Wear* 4, 345-355 (1961).
- [133] Hurricks, P. L.: Some metallurgical factors controlling the adhesive and abrasive wear resistance of steels. A review. *Wear* 26, 285-304 (1973).
- [134] Rigney, D. A., Chen, L. H., Naylor, M. G. S., Rosenfield, A. R.: Wear processes in sliding systems. *Wear* 100, 195-219 (1984).
- [135] Denape, J., Lamon, J.: Sliding friction of ceramics: mechanical action of wear debris. *J. Mater. Sci.* 25, 3592-3604 (1990).
- [136] Black, A. J., Kopalinsky, E. M., Oxley, P. L. B.: Asperity deformation models for explaining the mechanisms involved in metallic sliding friction and wear – a review. *Proc. Inst. Mech. Eng. C J. Mech. Eng. Sci.* 207, 335-353 (1993).
- [137] Rigney, D. A.: The roles of hardness in the sliding behavior of materials. *Wear* 175, 63-69 (1994).
- [138] Hwang, D., Kim, D., Lee, S.: Influence of wear particles interaction in the sliding interface on friction of metals. *Wear* 225, 427-439 (1999).
- [139] Suh, N. P.: An overview of the delamination theory of wear. *Wear* 44, 1-16 (1977).
- [140] Fleming, J. R., Suh, N. P.: The relationship between crack propagation rates and wear rates. *Wear* 44, 57-64 (1977).
- [141] Fleming, J. R., Suh, N. P.: Mechanics of crack propagation in delamination wear. *Wear* 44, 39-56 (1977).
- [142] Rigney, D. A.: Transfer, mixing and associated chemical and mechanical processes during the sliding of ductile materials. *Wear* 245, 1-9 (2000).

- [143] Scherge, M., Shakhvorostov, D., Pöhlmann, K.: Fundamental wear mechanism of metals. *Wear* 255, 395-400 (2003).
- [144] Scherge, M., Martin, J. M., Pöhlmann, K.: Characterization of wear particles of systems operated under low wear-rate conditions. *Wear* 260, 458-461 (2006).
- [145] Hsu, S. M., Chen, M. C., Ruff, A. W.: Wear prediction for metals. *Tribol. Int.* 30, 377-383 (1997).
- [146] Archard, J. F.: Contact and rubbing of flat surfaces. *J. Appl. Phys.* 24, 981-988 (1953).
- [147] Meng, H. C., Ludema, K. C.: Wear models and predictions: their form and content. *Wear* 181-183, 443-457 (1995).
- [148] Blau, P. J.: Mechanisms for transitional friction and wear behavior of sliding metals. *Wear* 72, 55-66 (1981).
- [149] Blau, P. J.: On the nature of running-in. *Tribol. Int.* 38, 1007-1012 (2005).
- [150] Blau, P. J.: Interpretations of the friction and wear break-in behavior of metals in sliding contact. *Wear* 71, 29-43 (1981).
- [151] Hirst, W., Lancaster, J. K.: Surface film formation and metallic wear. *J. Appl. Phys.* 27, 1057-1065 (1956).
- [152] Blau, P. J., Matin, R. L.: Friction and wear of carbon-graphite materials against metal and ceramic counterfaces. *Tribol. Int.* 27, 413-422 (1994).
- [153] El-Raghy, T., Blau, P. J., Barsoum, M. W.: Effect of grain size on friction and wear behavior of Ti_3SiC_2 . *Wear* 238, 125-130 (2000).
- [154] Dautzenberg, J. H.: The role of dynamic recrystallization in dry sliding wear. *Wear* 60, 401-411 (1980).
- [155] Farhat, Z. N.: Contribution of crystallographic texturing to the sliding friction behaviour of fcc and hcp metals. *Wear* 250, 401-408 (2001).
- [156] Qu, J., Blau, P. J., Klett, J., Jolly, B.: Sliding friction and wear characteristics of novel graphitic foam materials. *Tribol. Lett.* 17, 879-886 (2004).
- [157] Qu, J., Blau, P. J., Watkins, T. R., Cavin, O. B., Kulkarni, N. S.: Friction and wear of titanium alloys sliding against metal, polymer, and ceramic counterfaces. *Wear* 258, 1348-1356 (2005).
- [158] Erdemir, A.: Review of engineered tribological interfaces for improved boundary lubrication. *Tribol. Int.* 38, 249-256 (2005).
- [159] Donnet, C., Erdemir, A.: Historical developments and new trends in tribological and solid lubricant coatings. *Surf. Coat. Tech.* 180-181, 76-84 (2004).

- [160] Groche, P., Stahlmann, J., Hartel, J., Köhler M.: Hydrodynamic effects of macroscopic deterministic surface structures in cold forging processes. *Tribol. Int.* 42, 1173-1179 (2009).
- [161] Etsion, I.: Improving tribological performance of mechanical components by laser surface texturing. *Tribol. Lett.* 17, 733-737 (2004).
- [162] Hsu, S., Gates, R. S.: Boundary lubricating films: formation and lubrication mechanism. *Tribol. Int.* 38, 305-312 (2005).
- [163] Grew, W. J. S., Cameron, A.: Thermodynamics of boundary lubrication and scuffing. *R. Soc. Lond. Proc. Ser. A Math. Phys. Sci.* 327, 47-59 (1972).
- [164] Spikes, H. A.: Boundary lubrication and boundary films. *Tribol. Ser.* 25, 331-346 (1993).
- [165] Höglund, E.: Influence of lubricant properties on elastohydrodynamic lubrication. *Wear* 232, 176-184 (1999).
- [166] Larsson, R., Larsson, P. O., Eriksson, E., Sjöberg, M., Höglund, E.: Lubricant properties for input to hydrodynamic and elastohydrodynamic lubrication analyses. *Proc. Inst. Mech. Eng. C J. Mech. Eng. Sci.* 214, 17-27 (2000).
- [167] Dowson, D., Toyoda, A.: A central film thickness formula in EHD line contacts. *Proc. Leeds-Lyon Symp.* (1979).
- [168] Hamrock, B., Dowson, D.: *Ball bearing lubrication: the elastohydrodynamics of elliptical contacts.* Wiley Verlag, 1. Auflage (1981).
- [169] Cameron, A.: *Basic lubrication theory.* Longman-Verlag, 1. Auflage (1966).
- [170] Johnston, G. J., Wayte, R., Spikes, H. A.: The measurement and study of very thin lubricant films in concentrated contacts. *Tribol. T.* 34, 187-194 (1991).
- [171] Sibley, L. B., Bell, J. C.: A study of the influence of lubricant properties on the performance of aircraft gas turbine rolling contact bearing. *WADD Tech. Reports*, 60-189 (1958).
- [172] Venner, C. H., Lubrecht, A. A.: *Multilevel methods in lubrication.* Elsevier-Verlag, 1. Auflage (2000).
- [173] Hughes, T. G., Elcoate, C. D., Evans, H. P.: Coupled solution of the elastohydrodynamic line contact problem using a differential deflection method. *Proc. Inst. Mech. Eng. C J. Mech. Eng. Sci.* 214, 585-598 (2000).
- [174] Popov, V. L.: *Kontaktmechanik und Reibung.* Springer Verlag, 1. Auflage (2009).
- [175] Williams, J.: *Engineering Tribology.* Cambridge University Press, 1. Auflage (2005).
- [176] Talke, F. E.: An overview of current tribological problems in magnetic disks recording technology. *Tribol. Ser.* 38, 15-24 (2000).

- [177] Zhou, L., Kato, K., Vurens, G., Talke, F. E.: The effect of slider surface texture on flyability and lubricant migration under near contact conditions. *Tribol. Int.* 36, 269-277 (2003).
- [178] Raeymaekers, B., Etison, I., Talke, F. E.: Enhancing tribological performance of the magnetic tape/guide interface by laser surface texturing. *Tribol. Lett.* 27, 89-95 (2007).
- [179] Chrzhik, S. A., Goldade, A. V., Korotkevich, S. V., Dubravin, A. M.: Friction of smooth surfaces with ultrafine particles in the clearance. *Wear* 238, 25-33 (2000).
- [180] Ortmann, S., Savan, A., Gerbig, Y., Haefke, H.: In-process structuring of CrN coatings, and its influence on friction in dry and lubricated sliding. *Wear* 254, 1099-1105 (2003).
- [181] Dumitru, G., Romano, V., Weber, H. P., Pimenov, S., Kononenko, T., Hermann, J., Bruneau, S., Gerbig, Y., Shupegin, M.: Laser treatment of tribological DLC films. *Diam. Relat. Mater.* 12, 1034-1040 (2003).
- [182] Borghi, A., Gualtieri, E., Marchetto, D., Moretti, L., Valeri, S.: Tribological effects of surface texturing on nitriding steel for high-performance engine applications. *Wear* 265, 1046-1051 (2008).
- [183] Rapoport, L., Moshkovich, A., Perfilyev, V., Lapsker, I., Halperin, G., Itovich, Y., Etsion, I.: Friction and wear of MoS₂ films on laser textured steel surfaces. *Surf. Coat. Tech.* 202, 3332-3340 (2008).
- [184] Carpick, R. W., Sasaki, D. Y., Burns, A. R.: Large friction anisotropy of a polydiacetylene monolayer. *Tribol. Lett.* 7, 79-85 (1999).
- [185] Dickrell, P. L., Sinnott, S. B., Hahn, D. W., Ravavikar, N. R., Schadler, L. S., Ajayan, P. M., Sawyer, W. G.: Frictional anisotropy of oriented carbon nanotube surfaces. *Tribol. Lett.* 18, 59-62 (2005).
- [186] Park, J. Y., Ogletree, D. F., Salmeron, M., Ribeiro, R. A., Canfield, P. C., Jenks, C. J., Thiel P. A.: Tribological properties of quasicrystals: Effect of aperiodic versus periodic surface order. *Phys. Rev. B* 74, 024203 1-10 (2006).
- [187] Hirano, M., Shinjo, K., Kaneko, R., Murata, Y.: Anisotropy of frictional forces in muscovite mica. *Phys. Rev. Lett.* 67, 2642-2646 (1991).
- [188] Shinjo, K., Hirano, M.: Dynamics of friction: superlubric state. *Surf. Sci.* 283, 473-478 (1993).
- [189] Müser, M. H.: Structural lubricity: Role of dimension and symmetry. *Europhys. Lett.* 66, 97-103 (2007).
- [190] Dienwiebel, M., Verhoeven, G. S., Pradeep, N., Frenken, J. W. M., Heimberg, J. A., Zandbergen, H. W.: Superlubricity of graphite. *Phys. Rev. Lett.* 92, 126101 1-4 (2004).

- [191] Dienwiebel, M., Pradeep, N., Verhoeven, G. S., Zandbergen, H. W., Frenken, J. W. M.: Model experiments of superlubricity of graphite. *Surf. Sci.* 576, 197-211 (2005).
- [192] Höscher, H., Schirmeisen, A. Schwarz, U. D.: Principles of atomic friction: from sticking atoms to superlubric sliding. *Phil. Trans. R. Soc. A* 366, 1383-1404 (2008).
- [193] He, G., Müser, M. H., Robbins, M.: Adsorbed layers and the origin of static friction. *Science* 284, 1650-1652 (1999).
- [194] Sondhauß, J., Fuchs, H., Schirmeisen, A.: Frictional properties of a mesoscopic contact with engineered surface roughness. *Tribol. Lett.* 42, 319-324 (2011).
- [195] Meine, K., Schneider, T., Spaltmann, D., Santner, E.: The influence of roughness on friction Part I: The influence of a single step. *Wear* 253, 725-732 (2002).
- [196] Meine, K., Schneider, T., Spaltmann, D., Santner, E.: The influence of roughness on friction Part II: The influence of multiple steps. *Wear* 253, 733-738 (2002).
- [197] Menezes, P. L., Kishore, Kailas, S. V.: Effect of roughness parameters and grinding angle on coefficient of friction when sliding Al-Mg alloy over EN8 steel. *J. Tribol. - T ASME* 128, 697-704 (2006).
- [198] Menezes, P. L. Kishore, Kailas, S. V.: Studies on friction and transfer layer: role of surface texture. *Tribol. Lett.* 24, 265-273 (2006).
- [199] He, B., Chen, W. Wang, Q. J.: Surface texture effect on friction of a microtextured Poly(dimethylsiloxane) (PDMS). *Tribol. Lett.* 31, 187-197 (2008).
- [200] Singh, R., Melkote, S. N., Hashimoto, F.: Frictional response of precision finished surfaces in pure sliding. *Wear* 258, 1500-1509 (2005).
- [201] Yu, C., Yu, H., Liu, G., Chen, W., Bo, H., Wang, Q. J.: Understanding topographic dependence of friction with micro- and nano-grooved surfaces. *Tribol. Lett.* 53, 145-156 (2014).
- [202] Grabon, W., Koszela, W., Pawlus, P., Ochwat, S.: Improving tribological behaviour of piston ring-cylinder liner frictional pair by liner surface texturing. *Tribol. Int.* 61, 102-108 (2013).
- [203] Ryk, G., Kligerman, Y., Etsion, I.: Experimental investigation of laser surface texturing for reciprocating automotive components. *Tribol. T.* 45, 444-449 (2002).
- [204] Kligerman, Y., Etsion, I., Shinkarenko, A.: Improving tribological performance of piston rings by partial surface texturing. *J. Tribol.* 127, 632-638 (2005).
- [205] Ryk, G., Etsion, I.: Testing piston rings with partial laser surface texturing for friction reduction. *Wear* 261, 792-796 (2006).

- [206] Scaraggi, M., Mezzapesa, F. P., Carbone, G., Ancona, A., Tricarico, L.: Friction properties of lubricated laser-micro textured-surfaces: an experimental study from boundary- to hydro-dynamic lubrication. *Tribol. Lett.* 49, 117-125 (2013).
- [207] So, H., Chen, C. H.: Effects of micro-wedges formed between parallel surfaces on mixed lubrication - Part I: Experimental evidence. *Tribol. Lett.* 17, 513-520 (2004).
- [208] Wang, X., Kato, K., Adachi, K., Aizawa, K.: Loads carrying capacity map for the surface texture design of SiC thrust bearing sliding in water. *Tribol. Int.* 36, 189-197 (2003).
- [209] Wang, X., Liu, W., Zhou, F., Zhu, D.: Preliminary investigation of the effect of dimple size on friction in line contacts. *Tribol. Int.* 42, 1118-1123 (2009).
- [210] Wang, X., Yu, H., Huang, W.: Surface texture design for different circumstances. Technical contribution to TriboBr-2010, Rio de Janeiro, 97-107 (2010).
- [211] Vilhena, L. M., Podgornik, B., Vizintin, J., Mozina, J.: Influence of texturing parameters and contact conditions on tribological behaviour of laser textured surfaces. *Mecc.* 46, 567-575 (2011).
- [212] Podgornik, B., Vilhena, L. M., Sedlacek, M., Rek, Z., Zun, I.: Effectiveness and design of surface texturing for different lubrication regimes. *Mecc.* 47, 1613-1622 (2012).
- [213] Amanov, A., Tsuboi, R., Oe, H., Sasaki, S.: The influence of bulges produced by laser surface texturing on the sliding friction and wear behaviour. *Tribol. Int.* 60, 216-223 (2013).
- [214] Tang, W., Zhou, Y., Zhu, H., Yang, H.: The effect of surface texturing on reducing the friction and wear of steel under lubricated sliding contact. *Appl. Surf. Sci.* 273, 199-204 (2013).
- [215] Krupka, I., Vrbka, M., Hartl, M.: Effect of surface texturing on mixed lubricated non-conformal contacts. *Tribol. Int.* 41, 1063-1073 (2008).
- [216] Krupka, I., Poliscuk, R., Hartl, M.: Behavior of thin viscous boundary films in lubricated contacts between micro-textured surfaces. *Tribol. Int.* 42, 535-541 (2009).
- [217] Wakuda, M., Yamauchi, Y., Kanzaki, S., Yasuda, Y.: Effect of surface texturing on friction reduction between ceramic and steel materials under lubricated sliding contacts. *Wear* 254, 356-363 (2003).
- [218] Uehara, Y., Wakuda, M., Yamauchi, Y., Kanzaki, S., Sakaguchi, S.: Tribological properties of dimples silicon nitride under oil lubrication. *J. Eur. Ceram. Soc.* 24, 369-373 (2004).
- [219] Schreck, S., Zum Gahr, K. H.: Laser-assisted structuring of ceramic and steel surfaces for improving tribological properties. *Appl. Surf. Sci.* 247, 616-622 (2005).
- [220] Zum Gahr, K. H., Mathieu, M., Brylka, B.: Friction control by surface engineering of ceramic sliding pairs in water. *Wear* 263, 920-929 (2007).

- [221] Sampedro, J., Ferre, R., Fernandez, E., Perez, I., Carcel, B., Molina, T., Ramos, J. A.: Surface functionalization of AISI 316 steel by laser texturing of shaped microcavities with picoseconds pulses. *Phys. Procedia* 39, 636-641 (2012).
- [222] Koszela, W., Pawlus, P., Galda, L.: The effect of oil pocket size and distribution on wear in lubricated sliding. *Wear* 263, 1585-1592 (2007).
- [223] Pawlus, P., Galda, L., Dzierwa, A., Koszela, W.: Abrasive wear resistance of textured steel rings. *Wear* 267, 1873-1882 (2009).
- [224] Galda, L., Pawlus, P., Sep, J.: Dimples shape and distribution effect on characteristics of stribeck curve. *Tribol. Int.* 42, 1505-1512 (2009).
- [225] Koszela, W., Galda, L., Dzierwa, A., Pawlus, P.: The effect of surface texturing on seizure resistance of a steel-bronze assembly. *Tribol. Int.* 43, 1933-1942 (2010).
- [226] Galda, L., Dzierwa, A., Sep, J., Pawlus, P.: The effect of oil pockets shape and distribution on seizure resistance in lubricated sliding. *Tribol. Lett.* 37, 301-311 (2010).
- [227] Koszela, W., Dzierwa, A., Galda, L., Pawlus, P.: Experimental investigation of oil pockets effect on abrasive wear resistance. *Tribol. Int.* 46, 145-153 (2012).
- [228] Pettersson, U., Jacobson, S.: Friction and wear properties of micro textured DLC coated surfaces in boundary lubricated sliding. *Tribol. Lett.* 17, 553-559 (2004).
- [229] Pettersson, U., Jacobson, S.: Textured surfaces for improved lubrication at high pressure and low sliding speed of roller/piston in hydraulic motors. *Tribol. Int.* 40, 355-359 (2007).
- [230] Hu, T., Hu, L.: The study of tribological properties of laser-textured surface of 2024 aluminum alloy under boundary lubrication. *Lubr. Sci.* 24, 84-93 (2012).
- [231] Wang, X. L., Adachi, K., Otsuka, K., Kato, K.: Optimization of the surface texture for silicon carbide sliding in water. *Appl. Surf. Sci.* 253, 1282-1286 (2006).
- [232] Segu, D. Z., Chou, S. G., Choi, J. H., Kim, S. S.: The effect of multi-scale laser textured surface on lubrication regime. *Appl. Surf. Sci.* 270, 58-63 (2013).
- [233] Grubin, A. N., Vinogradova, I. E: Investigation of the contact of machine components. Central Scientific Research Institute for Technology and Mechanical Engineering (1949).
- [234] Ertel-Mohrenstein, A.: Die Berechnung der hydrodynamischen Schmierung gekrümmter Oberflächen unter hoher Belastung und Relativbewegung. *VDI-Fortschrittsbericht Reihe 1* (1984).
- [235] Spikes, H. A.: Sixty years on EHL. *Lubr. Sci.* 18, 265-291 (2006).
- [236] Greenwood, J. A.: An extension of the Grubin theory of elastohydrodynamic lubrication. *J. Phys. D. Appl. Phys.* 5, 2195-2211 (1972).

- [237] Dowson, D., Higginson, G. R.: A numerical solution to the elasto-hydrodynamic problem. *J. Mech. Eng. Sci.* 1, 6-15 (1959).
- [238] Dowson, D., Higginson, G. R.: *Elasto-hydrodynamic problem*. Pergamon Press, 1. Auflage (1977).
- [239] Ranger, A. P., Ettles, C. M. M., Cameron, A.: The solution of the point contact elasto-hydrodynamic problem. *R. Soc. Lond. Proc. Ser. A Math. Phys. Sci.* 346, 227-244 (1975).
- [240] Hamrock, B. J., Dowson, D.: Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts: Part 1 - theoretical formulation. *J. Lubr. Tech.* 98, 223-228 (1976).
- [241] Hamrock, B. J., Dowson, D.: Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts: Part 2 - ellipticity parameter results. *J. Lubr. Tech.* 98, 375-381 (1976).
- [242] Hamrock, B. J., Dowson, D.: Isothermal elastohydrodynamic lubrication of point contacts: Part 3 - fully flooded results. *J. Lubr. Tech.* 99, 264-275 (1977).
- [243] Conry, T. F., Wang, S., Cusano, C.: A Reynolds-Eyring equation for elastohydrodynamic lubrication in line contacts. *J. Tribol.* 109, 648-654 (1987).
- [244] Venner, C. H., Ten Napel, W. E.: Multilevel solution of the elastohydrodynamically lubricated circular contact problem Part I: Theory and numerical algorithm. *Wear* 152, 351-367 (1992).
- [245] Venner, C. H., Ten Napel, W. E.: Multilevel solution of the elastohydrodynamically lubricated circular contact problem Part II: smooth surface results. *Wear* 152, 369-381 (1992).
- [246] Crook, A. W.: The lubrication of rollers II. Film thickness with relation to viscosity and speed. *Philos. Trans. R.* 254, 223-236 (1961).
- [247] Archard, J. F., Kirk, M. T.: Lubrication at point contacts. *R. Soc. Lond. Proc. Ser. A Math. Phys. Sci.* 261, 532-550 (1961).
- [248] Gohar, R., Cameron, A.: Optical measurement of oil film thickness under elasto-hydrodynamic lubrication. *Nature* 200, 458-459 (1963).
- [249] Cameron, A., Gohar, R.: Theoretical and experimental studies of the oil film in lubricated contact. *R. Soc. Lond. Proc. Ser. A Math. Phys. Sci.* 291, 520-536 (1966).
- [250] Crook, A. W.: The lubrication of rollers III. A theoretical discussion of friction and the temperatures in the oil film. *R. Soc. Lond. Proc. Ser. A Math. Phys. Sci.* 254, 237-258 (1961).
- [251] Cheng, H. S.: A refined solution to the thermal-elastohydrodynamic lubrication of rolling and sliding cylinders. *Tribol. Ser.* 8, 397-410 (1965).
- [252] Evans, C. R., Johnson, K. L.: The rheological properties of elastohydrodynamic lubricants. *Proc. Inst. Mech. Eng. C J. Mech. Eng. Sci.* 200, 303-312 (1986).

- [253] Bair, S., Winer, W. O.: A rheological model for elastohydrodynamic contacts based on primary laboratory data. *J. Lubr. Tech.* 101, 258-264 (1979).
- [254] Christensen, H., Tonder, K. C.: Tribology of rough surfaces: stochastic models of hydrodynamic lubrication. *SINTEF Rep.* 10 (1969).
- [255] Tonder, K. C., Christensen, H.: Waviness and roughness in hydrodynamic lubrication. *Proc. Inst. Mech. Eng.* 186, 807-812 (1972).
- [256] Kaneta, M., Cameron, A.: Effects of asperities in elastohydrodynamic lubrication. *J. Lubr. Tech.* 102, 374-378 (1980).
- [257] Kaneta, M., Sakai, T., Nishikawa, H.: Optical interferometric observations of the effects of a bump on point contact EHL. *J. Tribol.* 114, 779-784 (1992).
- [258] Kaneta, M., Sakai, T., Nishikawa, H.: Effects of surface roughness on point contact EHL. *Tribol. T.* 36, 605-612 (1992).
- [259] Venner, C. H., Lubrecht, A. A.: Numerical analysis of the influence of waviness on the film thickness of a circular EHL contact. *J. Tribol.* 118, 153-161 (1996).
- [260] Guangteng, G., Cann, P., Olver, A. V., Spikes, H. A.: An experimental study of film thickness between rough surfaces in EHD contacts. *Tribol. Int.* 33, 183-189 (2000).
- [261] Choo, J. W., Glovnea, R. P., Olver, A. V., Spikes, H. A.: The effects of three-dimensional model surface roughness features on lubricant film thickness in EHL contacts. *J. Tribol.* 125, 533-542 (2003).
- [262] Glovnea, R. P., Spikes, H. A.: Elastohydrodynamic film formation at the start-up of the motion. *Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol.* 215, 125-138 (2001).
- [263] Lubrecht, A. A., Ten Napel, W. E., Bosma, R.: The influence of longitudinal and transverse roughness on the elastohydrodynamic lubrication of circular contacts. *J. Tribol.* 110, 421-426 (1988).
- [264] Greenwood, J. A., Morales-Espejel, G. E.: The behavior of transverse roughness in EHL contacts. *Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol.* 208, 121-132 (1994).
- [265] Felix-Quinonez, A., Ehret, P., Summers, J. L.: New experimental results of a single ridge passing through an EHL conjunction. *J. Tribol.* 125, 252-259 (2003).
- [266] Chang, L.: A deterministic model for line-contact partial elastohydrodynamic lubrication. *Tribol. Int.* 28, 75-84 (1995).
- [267] Dowson, D., Jin, Z. M.: Micro-elastohydrodynamic lubrication of low elastic modulus solids on rigid substrates. *J. Phys. D Appl. Phys.* 25, 116-123 (1992).

- [268] Mourier, L., Mazuyer, D., Lubrecht, A. A., Donnet, C.: Transient increase of film thickness in micro-textured EHL contacts. *Tribol. Int.* 39, 1745-1756 (2006).
- [269] Mourier, L., Mazuyer, D., Lubrecht, A. A., Donnet, C., Audouard, E.: Action of a femtosecond laser generated micro-cavity passing through a circular EHL contact. *Wear* 264, 450-456 (2008).
- [270] Mourier, L., Mazuyer, D., Ninove, F. P., Lubrecht, A. A.: Lubrication mechanisms with laser-surface-textured surfaces in elastohydrodynamic regime. *Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Trib.* 224, 679-711 (2010).
- [271] Krupka, I., Hartl, M.: The effects of surface texturing on thin EHD lubrication films. *Tribol. Int.* 40, 1100-1110 (2007).
- [272] Krupka, I., Koutny, D., Hartl, M.: Behavior of real roughness features within mixed lubricated non-conformal contacts. *Tribol. Int.* 41, 1153-1160 (2008).
- [273] Krupka, I., Hartl, M., Svoboda P.: Effects of surface topography on lubrication film formation within elastohydrodynamic and mixed lubricated non-conformal contacts. *Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol.* 224, 713-722 (2010).
- [274] Krupka, I., Hartl, M., Zimmermann, M., Houska, P., Jang, S.: Effect of surface texturing on elastohydrodynamically lubricated contact under transient speed conditions. *Tribol. Int.* 44, 1144-1150 (2011).
- [275] Ren, N., Nanbu, T., Yasuda, Y., Zhu, D., Wang, Q. J.: Micro textures in concentrated-conformal-contact lubrication: effect of distribution patterns. *Tribol. Lett.* 28, 275-285 (2007).
- [276] Nanbu, T., Yasuda, Y., Ushijima, K., Watanabe, J., Zhu, D.: Increase of traction coefficient due to surface microtexture. *Tribol. Lett.* 29, 105-118 (2008).
- [277] Nanbu, T., Ren, N., Yasuda, Y., Zhu, D., Wang, Q. J.: Micro-textures in concentrated-conformal-contact lubrication: effects of texture bottom shape and surface relative motion. *Tribol. Lett.* 29, 241-252 (2008).
- [278] Zhu, D., Nanbu, T., Ren, N., Yasuda, Y., Wang, Q. J.: Model-based virtual surface texturing for concentrated conformal-contact lubrication. *Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol.* 224, 685-696 (2010).
- [279] Tower, B.: First report on friction experiments. *Proc. Inst. Mech. Eng.* 35, 29-35 (1883).
- [280] Petrov, N. P.: Friction in machines and the effect of the lubricant. *Inzhenerno Zhurnal St. Petersburg* 1, 71-140 (1883).

- [281] Dowson, D.: Developments in lubrication - the thinning film. J. Phys. D Appl. Phys. 25, A 334-339 (1992).
- [282] Hamilton, D. B., Walowit, J. A., Allen, C. M.: A theory of lubrication by microirregularities. J. Basic. Eng. - T ASME 88, 177-185 (1966).
- [283] Anno, J. N., Walowit, J. A., Allen, C. M.: Microasperity lubrication. J. Lubr. Tech. 90, 351-355 (1968).
- [284] Anno, J. N., Walowit, J. A., Allen, C. M.: Load support and leakage from microasperity-lubricated face seals. J. Lubr. Tech. 91, 726-731 (1969).
- [285] Kligerman, Y., Etsion, I.: Analysis of the hydrodynamic effects in a surface textured circumferential gas seal. Tribol. T. 44, 472-478 (2001).
- [286] Brizmer, V., Kligerman, Y., Etsion, I.: A laser surface textured parallel thrust bearing. Tribol. T. 46, 397-403 (2003).
- [287] Feldman, Y., Kligerman, Y., Etsion, I., Haber, S.: The validity of the Reynolds equation in modeling hydrostatic effects in gas lubricated textured parallel surfaces. J. Tribol. 128, 345-350 (2006).
- [288] Salama, M. E.: The effect of macro-roughness on the performance of parallel thrust bearings. Proc. Inst. Mech. Eng. 163, 149-161 (1950).
- [289] Tonder, K.: Dynamics of rough slider bearings: effects of one-sided roughness/waviness. Tribol. Int. 29, 117-122 (1996).
- [290] Tonder, K.: Inlet roughness tribodevices: dynamic coefficients and leakage. Tribol. Int. 34, 847-852 (2001).
- [291] Tonder, K.: Hydrodynamic effects of tailored inlet roughnesses: extended theory. Tribol. Int. 37, 137-142 (2004).
- [292] Fogg, A.: Fluid film lubrication of parallel thrust bearings. Proc. Inst. Mech. Eng. 155, 49-67 (1946).
- [293] Tanner, R. I.: Non-Newtonian flow and the oil seal problem. J. Mech. Eng. Sci. 2, 25-28 (1960).
- [294] Dobrica, M. B., Fillon, M., Pascovici, M. D., Cicone, T.: Optimizing surface texturing for hydrodynamic lubricated contacts using a mass-conserving numerical approach. Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol. 224, 737-750 (2010).
- [295] Sahlin, F., Glavatskih, S. B., Almqvist, T., Larsson, R.: Two-dimensional CFD-analysis of micro-patterned surfaces in hydrodynamic lubrication. J. Tribol. 127, 96-102 (2005).

- [296] Pascovici, M. D., Cicone, T., Fillon, M., Dobrica, M. B.: Analytical investigation of a partially textured parallel slider. *Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol.* 223, 151-158 (2009).
- [297] Han, J., Fang, L., Sun, J., Ge, S.: Hydrodynamic lubrication of microdimple textured surface using three-dimensional CFD. *Tribol. T.* 53, 860-870 (2010).
- [298] Costa, H. L., Hutchings, I. M.: Hydrodynamic lubrication of textured steel surfaces under reciprocating sliding conditions. *Tribol. Int.* 40, 1227-1238 (2007).
- [299] Yu, H., Wang, X., Zhou, F.: Geometric shape effects of surface texture on the generation of hydrodynamic pressure between conformal contacting surfaces. *Tribol. Lett.* 37, 123-130 (2010).
- [300] Yuan, S., Huang, W., Wang, X.: Orientation effects of micro-grooves on sliding surfaces. *Tribol. Int.* 44, 1047-1054 (2011).
- [301] Yan, D., Qu, N., Li, B., Wang, X.: Significance of dimple parameters on the friction of sliding surfaces investigated by orthogonal experiments. *Tribol. T.* 53, 703-712 (2010).
- [302] Manzoor, A. S.: Fluorescence imaging of lubricants in microtextured bearings. Dissertation, Imperial College London (2010).
- [303] Predescu, A., Pascovici, M. D., Cicone, T., Popescu, C. S., Grigoriu, C., Dragulinescu, D.: Friction evaluation of lubricated laser-textured surfaces. *Lubr. Sci.* 22, 431-442 (2010).
- [304] Zhang, J., Meng, Y.: Direct observation of cavitation phenomenon and hydrodynamic lubrication analysis of textured surfaces. *Tribol. Lett.* 46, 147-158 (2012).
- [305] Fowell, M. T., Medina, S., Olver, A. V., Spikes, H. A., Pegg, I. G.: Parametric study of texturing in convergent bearings. *Tribol. Int.* 52, 7-16 (2012).
- [306] Yagi, K., Sugimura, J.: Balancing wedge action: a contribution of textured surface to hydrodynamic pressure generation. *Tribol. Lett.* 50, 349-364 (2013).
- [307] Scaraggi, M.: Textured surface hydrodynamic lubrication: discussion. *Tribol. Lett.* 48, 375-391 (2012).
- [308] Scaraggi, M.: Optimal textures for increasing the load support in a thrust bearing pad geometry. *Tribol. Lett.* 53, 127-143 (2014).
- [309] Haynes, W. M.: Handbook of chemistry and physics. CRC Press, 94. Auflage (2013).
- [310] Jacobs, G., Rombach, V., Hentschke, C.: Einfluss der Schmierstoffformulierung auf die Fluidreibung im EHD-Kontakt. *Tribologie Fachtagung 2011, Reibung, Schmierung und Verschleiß*, Gesellschaft für Tribologie e.V. (2011).
- [311] Zygo Corporation: MetroPro Reference Guide. Connecticut, USA (2006).

- [312] de Groot, P., Deck, L.: Surface profiling by analysis of white-light-interferograms in the spatial frequency domain. *J. Mod. Optic.* 42, 389-401 (1995).
- [313] Venables, J. A., Bin-Jaya, R.: Accurate microcrystallography using electron back-scattering patterns. *Philos. Mag.* 35, 1317-1332 (1977).
- [314] Dingley, D. J., Field, D. P.: Electron backscatter diffraction and orientation imaging microscopy. *Mater. Sci. Tech. Ser.* 13, 69-78 (1997).
- [315] Nagy, P. M., Csanády, Á., Verő, B., Pálincás, G., Kálmán, E.: The combined application of nanoindentation and scanning probe microscopy to materials sciences. *Mater. Sci. Forum* 414, 297-304 (2002).
- [316] Everall, N. J.: Depth profiling with confocal Raman microscopy, part I. Spectroscopy - Springfield Then Eugene Then Duluth 19 (2004).
- [317] Everall, N. J.: Confocal Raman microscopy: common errors and artefacts. *Analyst* 135, 2512-2522 (2010).
- [318] Raman, R. S. Gleeson, B., Young, D. J.: Laser Raman spectroscopy: a technique for rapid characterization of oxide scale layers. *Mater. Sci. Tech. Ser.* 14, 373-376 (1998).
- [319] Gottwald, W., Wachter, G.: IR-Spektroskopie für Anwender. Wiley-Verlag, 1. Auflage (1997).
- [320] Bruker: Fast-Fourier-Infrarotspektroskopie User manual IFS66vS (2013).
- [321] Müller, F., Hüfner, S., Sachdev, H.: One-dimensional structure of boron nitride on chromium (110) – a study of the growth of boron nitride by chemical vapour deposition of borazine. *Surf. Sci.* 602, 3467-3476 (2008).
- [322] Müller, F., Hüfner, S., Sachdev, H., Gsell, S., Schreck, M.: Epitaxial growth of hexagonal boron nitride monolayers by a three-step boration-oxidation-nitration process. *Phys. Rev.* 82, 075405 (2010).
- [323] Müller, F., Grandthyll, S.: Monolayer formation of hexagonal boron nitride on Ag (001). *Surf. Sci.* 617, 207-210 (2013).
- [324] Müller, F., Lessel, M., Grandthyll, S., Jacobs, K., Hüfner, S., Gsell, S., Weinl, M., Schreck, M.: Increasing the wear resistance by interstitial alloying with boron via chemical vapor deposition. *Langmuir* 29, 4543-4550 (2013).
- [325] Kelly, T. F., Larson, D. J., Thompson, K., Alvis, R. L., Bunton, J. H., Olsen, J. D., Gorman, B. P.: Atom probe tomography of electronic materials. *Annu. Rev. Mater. Res.* 37, 681-727 (2007).

- [326] Thompson, K., Lawrence, D., Larson, D. J., Olson, J. D., Kelly, T. F., Gorman, B.: In situ site-specific specimen preparation for atom probe tomography. *Ultramicroscopy* 107, 131-139 (2007).
- [327] Bas, P., Bostel, A., Deconihout, B., Blavette, D.: A general protocol for the reconstruction of 3D atom probe data. *Appl. Surf. Sci.* 87, 298-304 (1995).
- [328] Malvern: Morphologi G3 User manual (2013).
- [329] Püttgen, W., Hallstedt, B., Bleck, W., Löffler, J. F., Uggowitzer, P. J.: On the microstructure and properties of 100Cr6 steel processed in the semi-solid state. *Acta Mater.* 55, 6553-6560 (2007).
- [330] Mc Carty, K. F., Boehme, D. R.: A Raman study of the systems $\text{Fe}_{3-x}\text{Cr}_x\text{O}_4$ and $\text{Fe}_{2-x}\text{Cr}_x\text{O}_3$. *J. Solid State Chem.* 79, 19-27 (1989).
- [331] Renusch, D., Veal, B., Natesan, K., Grimsditch, M.: Transient oxidation in Fe-Cr-Ni alloys: A Raman-scattering study. *Oxid. Met.* 46, 365-381 (1996).
- [332] De Faria, D. L. A., Venancio, Silva, S., De Oliveira, M. T.: Raman microspectroscopy of some iron oxides and oxyhydroxides. *J. Raman Spectrosc.* 28, 873-878 (1997).
- [333] Odziemkowski, M. S., Schuhmacher, T. T., Gillham, R. W., Reardon, E. J.: Mechanism of oxide film formation on iron in simulating groundwater solution: Raman spectroscopy studies. *Corros. Sci.* 40, 371-389 (1998).
- [334] Oh, S. J., Cook, D. C., Townsend, H. E.: Characterization of iron oxides commonly formed as corrosion products on steel. *Hyperfine Interact.* 112, 59-66 (1998).
- [335] Raman, R. K. S., Gleeson, B., Young, D. J.: Laser Raman spectroscopy - a technique for rapid characterisation of oxide scale layers. *Mater. Sci. Technol.* 14, 373-376 (2011).
- [336] Hüfner, S.: Photoelectron spectroscopy: Principles and applications. Springer-Verlag, 3. Auflage (2003).
- [337] Kingham, D. R.: The post-ionization of field evaporated ions: A theoretical explanation of multiple charge states. *Surf. Sci.* 116, 273-301 (1982).
- [338] Kofstad, P.: Oxidation of alloys: Formation of external scales and overall oxidation behavior. Elsevier-Verlag (1988).
- [339] Whittle, D. P., Wood, G. C.: Complex scale formation on an iron-18% chromium alloy. *J. Electrochem. Soc.* 114, 986-993 (1967).
- [340] Ishiguro, K., Homma, T.: A quantitative AES study of the compositional profile of thin oxide films. *J. Electrochem. Soc.* 127, 1205-1207 (1980).

- [341] Halvarsson, M., Tang, J. E., Asteman, H., Svensson, J. E., Johansson, L. G.: Microstructural investigation of the breakdown of the protective oxide scale on a 304 steel in the presence of oxygen and water vapour at 600 C. *Corros. Sci.* 48, 2014-2035 (2006).
- [342] Hamada, E., Yamada, K., Nagoshi, M., Makiishi, N., Sato, K., Ishii, T., Fukuda, K., Ishikawa, S.: Direct imaging of native passive film on stainless steel by aberration corrected STEM. *Corros. Sci.* 52, 3851-3854 (2010).
- [343] Nix, W. D., Gao, H.: Indentations size effects in crystalline materials: a law for strain gradient plasticity. *J. Mechan. Phys. Solids* 46, 411-425 (1998).
- [344] Gao, H., Huang, Y.: Geometrically necessary dislocation and size-dependent plasticity. *Scr. Mater.* 48, 113-118 (2003).
- [345] Durst, K., Backes, B., Franke, O., Göken, M.: Indentation size effect in metallic materials: Modeling strength from pop-in to macroscopic hardness using geometrically necessary dislocations. *Acta Mater.* 54, 2547-2555 (2006).
- [346] Takeda, M., Onishi, T., Nakakubo, S., Fujimoto, S.: Physical properties of iron-oxide scales on Si-containing steels at high temperature. *Mater. Trans.* 50, 2242-2246 (2009).
- [347] Gachot, C.: Laser interference metallurgy of metallic surfaces for tribological applications. Doktorarbeit, Universität des Saarlandes (2012).
- [348] Prodanov, N., Gachot, C., Rosenkranz, A., Mücklich, F., Müser, M. H.: Contact mechanics of laser-textured surfaces. *Tribol. Lett.* 50, 41-48 (2013).
- [349] Gachot, C., Rosenkranz, A., Reinert, L., Ramos-Moore, E., Souza, N., Müser, M. H., Mücklich, F.: Dry friction between laser-patterned surfaces: role of alignment, structural wavelength and surface chemistry. *Tribol. Lett.* 49, 193-202 (2013).
- [350] Reinert, L.: Untersuchung des chemischen, mikrostrukturellen und topographischen Einflusses auf das anisotrope Reibverhalten von lasertexturierten Reibflächen. Diplomarbeit, Universität des Saarlandes (2013).
- [351] Ray, S., Rao, P. V., Choudary, N. V.: Poly- α -olefin-based synthetic lubricants: a short review on various synthetic routes. *Lubr. Sci.* 24, 23-44 (2012).
- [352] Castrol: Datenblatt PAO 40, Castrol Hamburg (2014).
- [353] Pretsch, E., Bühlmann, P., Badertscher, M.: Spektroskopische Daten zur Strukturaufklärung organischer Verbindungen. Springer-Verlag, 5. Auflage (2010).
- [354] Lane, T. B., Hughes, J. R.: A study of the oil-film formation in gears by electrical resistance measurements. *British J. Appl. Phys.* 3, 315-318 (1952).

- [355] Furey, M. J.: Metallic contact and friction between sliding surfaces. ASLE Transactions 4, 1-11 (1961).
- [356] Furey, M. J., Appeldoorn, J. K.: The effect of lubricant viscosity on metallic contact and friction in a sliding system. ASLE Transactions 5, 149-159 (1962).
- [357] Furey, M. J.: Surface roughness effects on metallic contact and friction. ASLE Transactions 6, 49-59 (1963).
- [358] Christensen, H.: Nature of metallic contact in mixed lubrication. Proc. Inst. Mech. Eng., Conference Proceedings 180, 147-157 (1965).
- [359] Czichos, H., Grimmer, W., Mittmann, H. U.: Rapid measuring techniques for electrical contact resistance applied to lubricant additives studies. Wear 40, 265-271 (1976).
- [360] Wang, Q. J., Zhu, D.: Virtual texturing: Modeling the performance of lubricated contacts of engineered surfaces. J. Tribol. 127, 722-728 (2005).
- [361] Ramesh, A., Akram, W., Mishra, S. P., Cannon, A. H., Polycarpou, A. A., King, W. P.: Friction characteristics of microtextured surfaces under mixed and hydrodynamic lubrication. Tribol. Int. 57, 170-176 (2013).
- [362] So, H.: The mechanism of oxidational wear. Wear 184, 161-167 (1995).
- [363] Kato, K.: Wear in relation to friction – a review. Wear 241, 151-157 (2000).
- [364] So, H., Yu, D. S., Chuang, C. Y.: Formation and wear mechanism of tribo-oxides and the regime of oxidational wear of steel. Wear 253, 1004-1015 (2002).
- [365] Korres, S., Feser, T., Dienwiebel, M.: In situ observation of wear particle formation on lubricated sliding surfaces. Acta Mater. 60, 420-429 (2012).
- [366] Kragelski, I. W.: Reibung und Verschleiß. Carl Hanser Verlag, 2. Auflage (1971).
- [367] Hentschke, C.: Untersuchung des Schmierfilmaufbaus und der Reibung bei dünnen Schmierfilmen mittels Interferometrie und FE8-Wälzlagerversuchen. Abschlussbericht FVA 580 I (2011).
- [368] Dyson, A.: Friction traction and lubricant rheology in elastohydrodynamic lubrication. Phil. Trans. R. Soc. A 266, 1-33 (1970).
- [369] Liu, X., Kaneta, M., Jiang, M., Yang, P.: Non-Newtonian thermal analyses of point EHL contacts using the Eyring model. J. Tribol. 127, 70-81 (2005).
- [370] Etsion, I.: Modeling of surface texturing in hydrodynamic lubrication. Friction 1, 195-209 (2013).
- [371] Wahl, R., Schneider, J., Gumbsch, P.: Influence of the real geometry of the protrusions in micro textured surfaces on frictional behaviour. Tribol. Lett. 47, 447-453 (2012).

- [372] Pausch, M., Bakolas, V., Liebel, A., Meerkamm, H.: Untersuchung des Potentials von lasererzeugten Oberflächenstrukturen in hoch belasteten Wälzkontakten. VDI-Berichte 2147, Gleit- und Wälzlagerungen, 193-204 (2011).
- [373] Patir, N., Cheng, H. S.: An average flow model for determining effects of three-dimensional roughness on partial hydrodynamic lubrication. J. Lubr. Tech. 100, 12-17 (1978).
- [374] Patir, N., Cheng, H. S.: Application of average flow model to lubrication between rough sliding surfaces. J. Lubr. Tech. 101, 220-229 (1979).
- [375] Peeken, H. J., Knoll, G., Rienacker, A., Lang, J., Schonen, R.: On the numerical determination of flow factors. J. Tribol. 119, 259-264 (1997).
- [376] Knoll, G., Rienacker, A., Lagemann, V., Lechtape-Gruter, R.: Effect of contact deformation on flow factors. J. Tribol. 120, 140-142 (1998).
- [377] Tala-Ighil, N., Fillon, M., Maspeyrot, P.: Effect of textured area on the performances of a hydrodynamic journal bearing. Tribol. Int. 44, 211-219 (2011).
- [378] Lu, X., Khonsari, M. M.: An experimental investigation of dimple effect on the Stribeck curve of journal bearings. Tribol. Lett. 27, 169-176 (2007).
- [379] Cupillard, S., Glavatskih, S., Cervantes, M. J.: Computational fluid dynamics analysis of a journal bearing with surface texturing. Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol. 222, 97-107 (2008).
- [380] Albers, A., Jäger, S., Blutke, R., Klingsporn, M.: Entwicklung und Validierung einer Untersuchungsmethode für Quetschöldämpfer. Tribologie Fachtagung (GfT), Göttingen (2012).
- [381] Rienäcker, A.: Der Quetschöldämpfer – ein systemrelevantes Triboelement bei Flugzeugtriebwerken. Tribologie Fachtagung (GfT), Göttingen (2010).
- [382] Gasch, R., Nordmann, R., Pfützner, H.: Rotordynamik. Springer-Verlag, 2. Auflage (2005).
- [383] Spikes, H. A.: The history and mechanisms of ZDDP. Tribol. Lett. 17, 469-489 (2004).
- [384] Ji, H., Nicholls, M. A., Norton, P. R., Kasari, M., Capehart, T. W., Perry, T. A., Cheng, Y. T.: Zinc-dialkyl-dithiophosphate antiwear films: dependence on contact pressure and sliding speed. Wear 258, 789-799 (2005).
- [385] Fujita, H., Spikes, H. A.: The formation of zinc dialkyldithiophosphate antiwear films. Proc. Inst. Mech. Eng. J J. Eng. Tribol. 218, 265-278 (2004).
- [386] Jacobs, G., Hentschke, C., Burghardt, G.: Einfluss von Einlaufprozessen auf die Ausbildung vor Verschleiß schützender Triboschichten im Wälzlager. Tribologie Fachtagung (GfT), Göttingen (2013).

- [387] Stratmann, A., Hentschke, C., Jacobs, G.: Formation of anti-wear films in rolling bearings due to run-in procedures. Proceedings of the World Tribology Congress, Torino (2014).
- [388] Lord, E. A.: Quasicrystals and Penrose patterns. *Curr. Sci.* 61, 313-319 (1991).
- [389] Duneau, M., Katz, A.: Quasiperiodic patterns. *Phys. Rev. Lett.* 54, 2688 (1985).
- [390] Bendersky, L.: Quasicrystal with one-dimensional translational symmetry and a tenfold rotation axis. *Phys. Rev. Lett.* 55, 1461 (1985).
- [391] Janot, C.: Quasicrystals. Springer-Verlag, 2. Auflage (1994).
- [392] Mackay, A. L.: Crystallography and the Penrose pattern. *Phys. A* 114, 609-613 (1982).
- [393] Shechtman, D., Blech, I., Gratias, D., Cahn, J. W.: Metallic phase with long-range orientational order and no translational symmetry. *Phys. Rev. Lett.* 53, 1951 (1984).
- [394] Cahn, J. W., Shechtman, D., Gratias, D.: Indexing of icosahedral quasiperiodic crystals. *J. Mater. Res.* 1, 13-26 (1986).
- [395] Filippov, A. E., Vanossi, A., Urbakh, M.: Origin of friction anisotropy on a quasicrystal surface. *Phys. Rev. Lett.* 104, 074302 (2010).
- [396] Park, J. Y., Thiel, P. A.: Atomic scale friction and adhesion properties of quasicrystal surfaces. *J. Phys.: Condens. Matter* 20, 314012 (2008).
- [397] Gauthier, R., Ivanov, A.: Production of quasi-crystal template patterns using dual beam multiple exposure technique. *Opt. Express* 12, 990-1003 (2004).
- [398] Lai, N. D., Lin, J. H., Huang, Y. Y., Hsu, C. C.: Fabrication of two- and three-dimensional quasiperiodic structures with 12-fold symmetry by interference technique. *Opt. Express* 14, 10746-10752 (2006).
- [399] Acevedo, D. A., Lasagni, A. F., Barbero, C. A., Mücklich, F.: Simple fabrication method of conductive polymetric arrays by using direct laser interference micro-/nanopatterning. *Adv. Mater.* 19, 1272-1275 (2007).
- [400] Lasagni, A. F., Roch, T., Langheinrich, D., Bieda, M., Perez, H., Wetzig, A., Beyer, E.: Large area direct fabrication of periodic arrays using interference patterning. In *SPIE LASE*, 82440F (2012).
- [401] Lasagni, A. F., Cornejo, M., Lasagni, F., Mücklich, F.: Laser ablation modeling of periodic pattern formation on polymer substrates. *Adv. Eng. Mater.* 10, 488-493 (2008).
- [402] Totten, G. E., Liang, H.: Mechanical tribology: Materials, characterization, and application. Marcel Dekker Inc., 1. Auflage (2004).

- [403] Schweizer, M.: Marangonikonvektion: Ihre Auswirkung auf die Schmelze und den Kristall bei der Züchtung von Si, Ge und GeSi mit freien Schmelzzonen. Dissertation, Universität Freiberg (2000).
- [404] Tseng, Y. T., Tseng, F. G., Chen, Y. F., Chieng, C. C.: Fundamental studies on microdroplet movement by Marangoni and capillary effects. *Sensor. Actuat. A - Phys.* 114, 292-301 (2004).
- [405] FitzSimmons, V. G., Murphy, C. M., Romans, J. B., Singleterry, C. R.: Barrier films increase service lives of prelubricated miniature ball bearings. *J. Am. Soc. Lubr. Eng.* 24, 35-42 (1968).
- [406] Morita, M., Koga, T., Otsuka, H., Takahara, A.: Macroscopic-wetting anisotropy on the line-patterned surface on fluoroalkylsilane monolayers. *Langmuir* 21, 911-918 (2005).
- [407] Liu, L., Jacobi, A. M., Chvedov, D.: A surface embossing technique to create micro-grooves on an aluminum fin stock for drainage enhancement. *J. Micromech. Microeng.* 19, 035026 (2009).
- [408] Zhang, D., Chen, F., Fang, G., Yang, Q., Xie, D., Qiao, G., Li, W., Si, J., Hou, X.: Wetting characteristics on hierarchical structures patterned by a femtosecond laser. *J. Micromech. Microeng.* 20, 75029 (2010).
- [409] Hans, M., Müller, F., Grandthyll, S., Hufner, S., Mücklich, F.: Anisotropic wetting of copper alloys induced by one-step laser micro-patterning. *Appl. Surf. Sci.* 263, 416-422 (2012).
- [410] Jokinen, V., Sainiemi, L., Franssila, S.: Controlled lateral spreading and pinning of oil droplets based on topography and chemical patterning. *Langmuir* 27, 7314-7320 (2011).
- [411] Bliznyuk, O., Veligura, V., Kooij, E. S., Zandvliet, H. J., Poelsema, B.: Metastable droplets on shallow-grooved hydrophobic surfaces. *Phys. Rev. E* 83, 041607 (2011).

8. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Graphische Veranschaulichung der Energiebilanz eines Automobils (verändert nach [9]). In diesem Zusammenhang steht LW für die Verluste durch den Luftwiderstand.	1
Abbildung 2: Zeitliche Entwicklung der Pumpleistung R_p (a), der Resonatorverluste $\gamma(t)$ (b), der Besetzungsinversion $N(t)$ (c) und der Anzahl der emittierten Photonen $\phi(t)$ (d) im Fall eines gütegeschalteten Lasers. Zum Zeitpunkt 0 wird die Güteschaltung im Resonator von dem Zustand hoher Verluste in den Zustand niedriger Verluste geschaltet und somit die Erzeugung eines kurzen Pulses mit hoher Ausgangsleistung ermöglicht [39]. τ_D beschreibt in diesem Zusammenhang das Zeitintervall vom Schalten der Resonatorverluste bis zum Aussenden des Pulses, wobei $\Delta\tau_p$ die Pulsdauer des Pulses angibt. N_i , N_p und N_f in Abbildung 1 (c) stehen für die maximal erreichbare Besetzungsinversion, die Besetzungsinversion zum Zeitpunkt des Pulses und die Besetzungsinversion nach dem Abklingen des Pulses.	8
Abbildung 3: Intensitätsverteilung für eine einzelne Lasermode (a) und für acht Lasermoden in Abhängigkeit der relativen Phasenbeziehung (b und c) [40].	10
Abbildung 4: Darstellung der Fresnel-Visualisierung für n sinusförmige Moden zu vier unterschiedlichen Zeitpunkten. Die Summe der Vektoren repräsentiert in dieser Abbildung die Amplitude des elektrischen Feldes im Laserresonator zu den angegebenen Zeitpunkten [40].	11
Abbildung 5: Illustration der Entstehung der Seitenbänder bei der aktiven Modenkopplung durch eine Verlustmodulation [40].	13
Abbildung 6: Transmissionscharakteristik eines sättigbaren Absorbers in Abhängigkeit der einfallenden Intensität [40].	14
Abbildung 7: Darstellung der Möglichkeiten der Pulsformung durch den sättigbaren Absorber (a) und die Veränderung der Pulsform nach einer erneuten Verstärkung durch das aktive Medium [40].	15
Abbildung 8: Optischer Strahlengang zur Realisierung eines Interferenzaufbaus mit ultrakurzen Laserpulslen. Nach der Aufspaltung des Primärstrahls durch das DOE werden mit Hilfe einer Kollimationslinse (Linse 1) die Teilstrahlen parallel ausgerichtet und anschließend mit einer Fokussierlinse (Linse 2) fokussiert. Eine Aperturblende dient zur Auswahl bestimmter Beugungsordnungen (verändert nach [69]).	22

Abbildung 9: Darstellung der Systemstruktur eines Tribosystems mit den wirkenden Eingangsgrößen. Des Weiteren werden auch die resultierenden Ausgangs- und Verlustgrößen aufgeführt, die für das tribologische System essentiell sind (verändert nach [79]).	28
Abbildung 10: Unterscheidung zwischen einem konformen (a) und einem nicht-konformen Kontakt (b) am Beispiel von zwei unterschiedlich konstruierten Lagerungen (verändert nach [101]).	29
Abbildung 11: Schichtaufbau einer technischen Oberfläche zur Illustration der unterschiedlichen, den tribologischen Prozess beeinflussenden, Oberflächenschichten mit typischen Schichtdicken [79].	30
Abbildung 12: Profilschnittdarstellung einer rauen Oberflächen mit zugehöriger Abbott-Firestone Kurve, in der die Oberflächenkennwerte R_k , R_{pk} und R_{vk} graphisch dargestellt sind (verändert nach [113]).	32
Abbildung 13: Exemplarische Darstellung der Amplitudendichtekurven (a) für eine Oberfläche mit normalverteilter Oberflächenrauheit, eine Oberfläche mit einer negativen Schiefe R_{sk} (3) sowie ausgeprägter Kurtosis R_{ku} (2). Abbildung 5 b und c zeigen unterschiedliche Oberflächenprofile für normalverteilte Oberflächen ($R_{sk} = 0$ und $R_{ku} = 3$) sowie entsprechende Abweichungen von der Normalverteilung am Beispiel der Schiefe und der Kurtosis [114, 115].	33
Abbildung 14: Rauheitsprofil und zugehörige Autokorrelationsfunktion einer Oberfläche mit einer normalverteilten Oberflächenrauheit [116].	35
Abbildung 15: Grundlegende Reibmechanismen, die durch die Energieeinleitung in Folge der Beanspruchung induziert werden und eine Energieumsetzung sowie -dissipation hervorrufen [79].	36
Abbildung 16: Exemplarische Darstellung der grundlegenden Verschleißmechanismen bei mikroskopischer Betrachtung [79].	39
Abbildung 17: Übersicht der verschiedenen Verschleißmechanismen und Kategorisierung hinsichtlich der Intensität ihrer Verschleißerscheinungen [145].	41
Abbildung 18: Unterschiedliche, charakteristische Kurvenverläufe für die zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten zur Beschreibung des Einlaufverhaltens. μ_s stellt hierbei den Reibkoeffizient zu Beginn der Messung und μ_{ss} den Gleichgewichtsreibkoeffizienten dar [149, 150].	43
Abbildung 19: Einteilung der unterschiedlichen Reibregime von Festkörperreibung ($\lambda = 0$) bis hydrodynamischer Reibung ($\lambda > 3$) anhand der Stribeckkurve, die den Reibkoeffizienten gegen den Quotienten aus Relativgeschwindigkeit, Ölviskosität und Normalkraft aufträgt. Weiterhin werden durch drei schematische Abbildungen die Kontaktsituation im Bereich Grenz-, Misch- und hydrodynamischer Reibung verdeutlicht (verändert nach [79, 83]).	46

Abbildung 20: Schematische Darstellung der Kontaktsituation unter trockener Festkörper- (a) und Grenzreibung (b) am Beispiel einer rauen, mit Oxid bedeckten, Oberfläche [114].....	47
Abbildung 21: Schematische Darstellung der Kontaktsituation unter Misch- (a) und hydrodynamischer Reibung (b) am Beispiel einer rauen, mit Oxid bedeckten, Oberfläche [114].	48
Abbildung 22: Funktionsmechanismus eines konvergenten Schmierpalts im hydrodynamischen Reibregime, wobei die obere Reibfläche als stationär angenommen wird. Die untere Reibfläche weist eine entsprechende Relativgeschwindigkeit auf.....	49
Abbildung 23: Schematische Darstellung des Kontakts zwischen einer glatten Kugel und einem unendlich ausgedehnten ebenem Halbraum [174].	50
Abbildung 24: Gleichgewichtsbetrachtung des Flusses, der vereinfacht an einem einzelnen Volumenelement dargestellt wird (verändert nach [83]).	52
Abbildung 25: Volumenelement des Schmierstoffes, der zwischen den beiden Festkörperoberflächen lokalisiert ist, zur Ableitung des Schmierstoffflusses (verändert nach [83]).	54
Abbildung 26: Schematische Darstellung des Strahlengangs zur Realisierung einer Zweistrahlinterferenz. Das rasterelektronenmikroskopische Bild zeigt das Resultat einer Strukturierung auf einem hochglanzpolierten Edelstahlsubstrat.....	76
Abbildung 27: Blockdiagramm zur Verdeutlichung der Wechselwirkung der unterschiedlichen Einheiten des verwendeten UltrakurzpulsLasers (verändert nach [37]).	78
Abbildung 28: Illustration des grundlegenden Funktionsprinzips des verwendeten Nanotribometers (a). Abbildung b zeigt eine Detailzeichnung eines Cantilevers, um dessen Funktionsweise zu verdeutlichen.	80
Abbildung 29: Darstellung des grundlegenden Funktionsprinzips des verwendeten Mikrotribometers mit allen wesentlichen Elementen (1-7).....	81
Abbildung 30: Schematische Darstellung des Messprinzips des EHL-Tribometers, welches die exakte Messung der Ölfilmdicke durch Interferometrie erlaubt [310].	82
Abbildung 31: Darstellung der essentiellen Komponenten des hydrodynamischen Versuchsstands, der zur simultanen Messung der Normal- und Reibkraft sowie der Ölfilmdicke dient.....	84

Abbildung 32: Darstellung der unterschiedlichen Anordnungen in Abhängigkeit der relativen Orientierung der Linienstruktur zur Reibrichtung für einseitig- und beidseitig-strukturierte Kontaktflächen.	92
Abbildung 33: REM-Aufnahme der Schnittfläche einer 100Cr6-Kugel (a) nach der Ätzung mit 1%-tiger Nital-Lösung. Weiterhin sind charakteristische EDX-Spektren der Matrix (b) und der Ausscheidungen (c) dargestellt.....	94
Abbildung 34: Zweidimensionale Aufnahme (a) und dazugehöriges Schnittprofil (b) der Oberflächenbeschaffenheit der 100Cr6-Kugel vor der Laserstrukturierung.	94
Abbildung 35: Charakteristische, zweidimensionale Aufnahmen und Profilschnittdarstellungen der erzeugten Linienmuster auf der 100Cr6-Kugel für die Periode 5 μm (a und b), 9 μm (c und d) und 18 μm (e und f).	95
Abbildung 36: Gemittelte Raman-Spektren nach der Normierung für die Referenzoberfläche und das Intensitätsmaximum bzw. -minimum einer 100Cr6-Kugel mit einer Linienstruktur ($P = 18 \mu\text{m}$).	97
Abbildung 37: Charakteristische, zweidimensionale Aufnahmen und Profilschnittdarstellungen der erzeugten Linienmuster auf dem Stahlsubstrat für die Periode 5 μm (a und b), 9 μm (c und d) und 18 μm (e und f).	98
Abbildung 38: Gemittelte Raman-Spektren nach Baseline-Korrektur und Normierung für die Referenzoberfläche und das Intensitätsmaximum bzw. -minimum einer Linienstruktur mit einer Periodizität von 18 μm auf einem Edelstahlsubstrat.	100
Abbildung 39: Tiefenaufgelöste Darstellung des metallischen und oxidischen Bindungsanteils einer unstrukturierten Referenzoberfläche und zweier laser-strukturierter Stahlproben mit einer Periode von 5 und 18 μm zur Bestimmung der Schichtdicke von Eisenoxid (a) und Chromoxid (b).	101
Abbildung 40: Abgeschätzte, räumliche Verteilung der Schichtdicke für Eisenoxid (a) und Chromoxid (b) in Abhängigkeit der Position minimaler und maximaler Laserintensität. Der Darstellung liegt die Annahme zugrunde, dass die Oxidschichtdicke linear mit der eingekoppelten Laserintensität anwächst. d_{min} entspricht jeweils der Eisen- bzw. Chromoxidschicht der polierten Referenzoberfläche. d_{max} gibt die maximale Oxidschichtdicke im Intensitätsmaximum an.	102
Abbildung 41: Rekonstruiertes, zylindrisches Volumen (Durchmesser 20 nm und Länge 50 nm) mit dazugehörigem Konzentrationsprofil der Referenzprobe (a und b), des Intensitätsminimums (c und d) und des Intensitätsmaximums (e und f). Die Eisenatome werden in schwarz, die Sauerstoffatome in	

rot, die Chromatome in grün und die Titanatome in blau dargestellt. Zu beachten ist, dass die einzelnen Atomarten zur besseren Visualisierung in unterschiedlichen Größen dargestellt sind. Die Abkürzung x_{ol} in den Konzentrationsprofilen gibt den Übergang zwischen der Titan- und der Oxidschicht und somit den Nullpunkt zur Messung der Oxidschichtdicke an. Die Zahlen „1“ und „2“ in den Konzentrationsprofilen kennzeichnen die Bereiche von Oxiden mit unterschiedlicher Oxidzusammensetzung. Abschließend sei angemerkt, dass die Rekonstruktion der Atomsondentomographien mit dem Standardalgorithmus nach Bas et al. [327] durchgeführt wurde. .103

Abbildung 42: EBSD-Orientierungskarten mit entsprechendem Standardorientierungsdreieck der laser-strukturierten Stahloberflächen mit Linienmustern unterschiedlicher Periodizität (5, 9 und 18 μm).105

Abbildung 43: Darstellung der aufgenommenen Härteverläufe über die Eindringtiefe der Cube-Corner-Spitze für eine polierte Referenzoberfläche und ein Intensitätsminimum bzw. -maximum einer Linienstruktur mit einer Periodizität von 18 μm107

Abbildung 44: Darstellung des digitalen Fadenkreuzes, welches mit dem erzeugten FIB-Kreuz mit Hilfe eines tragbaren Lichtmikroskops überlagert wurde. Abhängig vom Rotationswinkel kann durch diese Prozedur eine senkrechte bzw. parallele Ausrichtung der Linienstruktur relativ zur Reibrichtung reproduzierbar eingestellt werden.109

Abbildung 45: Lichtmikroskopische Aufnahmen der Replikafole nach dem Abformvorgang des Linienmusters von Grund- und Gegenkörper vor (a) und nach der korrekten Ausrichtung (b) mit Hilfe eines Rotationstischs. In beiden Abbildungen sind die abgeformten Oberflächenprofile der Ober- und Unterseite der Replikafole deutlich sichtbar.....110

Abbildung 46: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und für einseitig-strukturierte Kontaktflächen im Fall einer senkrechten bzw. parallelen Ausrichtung der Linienstruktur relativ zur Reibrichtung für eine Periodizität von 5 μm (a), 9 μm (b) und 18 μm (c).....111

Abbildung 47: Lichtmikroskopische Abbildungen (a und b) und REM-Aufnahmen (c und d) der resultierenden Verschleißspuren in Abhängigkeit der relativen Orientierung für einseitig-strukturierte Kontaktflächen. Der Bereich der Verschleißspur ist in den lichtmikroskopischen Abbildungen zur besseren Illustration durch ein rotes Rechteck gekennzeichnet. Die Ergebnisse sind exemplarisch für eine Linienstruktur mit einer Periodizität von 5 μm dargestellt. Weiterhin ist zu beachten, dass die laser-strukturierten Oberflächen nach der tribologischen Messung im Ultraschallbad mit Isopropanol gesäubert wurden und deshalb keine Verschleißpartikel in diesen Abbildung zu erkennen sind.113

Abbildung 48: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für die polierte Referenzoberfläche und für die beidseitig-strukturierten Kontaktflächen im Fall einer 0°- und 90°-Orientierung für eine Periode von 5 μm (a), 9 μm (b) und 18 μm (c).	115
Abbildung 49: Lichtmikroskopische Abbildungen (a und b) und REM-Aufnahmen (c und d) der resultierenden Verschleißspuren in Abhängigkeit der relativen Orientierung für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen. Die Ergebnisse sind exemplarisch für eine Linienstruktur mit einer Periodizität von 9 μm dargestellt. Anzumerken ist, dass äquivalente Ergebnisse auch für die Verschleißspuren der Linienstrukturen mit 5 und 18 μm vorliegen.	117
Abbildung 50: Vergleich der Oberflächentopographie der laser-strukturierten Kugeln vor dem tribologischen Experiment (a und b) und nach den tribologischen Messungen für eine 0°-Orientierung (c und d) und eine 90°-Orientierung (e und f). In diesem Zusammenhang sind Abbildung 50 a, c und e zweidimensionale WLI-Darstellungen mit einer Farbskala, die die entsprechende Höheninformation angibt, wohingegen Abbildung 50 b, d und f lichtmikroskopischen Aufnahmen entsprechen. Ein Vergleich der Querschnittsprofile nach der Laserstrukturierung und nach den tribologischen Messungen mit unterschiedlicher Orientierung ist in Abbildung 50 g dargestellt.	118
Abbildung 51: Vergleichende Darstellung lichtmikroskopischer Aufnahmen der Verschleißspuren nach 200 Reibzyklen, die aus einer 0°-Orientierung resultieren, für Linienmuster mit einer Periodizität von 5 μm (a), 9 μm (b) und 18 μm (c).	119
Abbildung 52: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und für einseitig-strukturierte Kontaktflächen (Linienmuster mit einer Periode von 18 μm) im Fall einer senkrechten bzw. parallelen Ausrichtung.	120
Abbildung 53: Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten für eine polierte Referenzoberfläche und für beidseitig-strukturierte Kontaktflächen (Linienmuster mit einer Periode von 18 μm) im Fall einer 0°- und 90°-Orientierung.	122
Abbildung 54: Fourieranalyse der laser-strukturierten Oberfläche (Linienstruktur mit einer Periodizität von 18 μm) vor und nach dem tribologischen Experiment (0°-Orientierung) mit 20000 Reibzyklen. Die lichtmikroskopische Aufnahme zeigt einen Ausschnitt der Verschleißspur sowie einen tribologisch nicht beeinflussten Bereich. Das schwarze bzw. rote Rechteck geben folglich die Bereiche an, die zur Fourieranalyse genutzt wurden.	124
Abbildung 55: Bestimmung des maximalen Versatzwinkels (a) für eine 0°-Orientierung im Fall einer Linienstruktur mit einer Periodizität von 9 μm durch den Vergleich einer idealen 0°-Ausrichtung mit	

der resultierenden Orientierung der Verschleißspur. Unter Annahme des maximalen Versatzwinkels, der kleinsten Periodizität und der größten Verschleißspurbreite kann anhand einer schematischen Skizze (b) der Einfluss der Missorientierung auf das geometrische Verhalten der beteiligten Linienstrukturen abgeschätzt werden.....	125
Abbildung 56: IR-Spektrogramm des verwendeten PAO 40 vor dem tribologischen Experiment zur Detektion möglicher Additive im verwendeten Schmieröl. Die Auswertung des Spektrogramms erfolgt mit Hilfe eines Bandenkatalogs [353].....	128
Abbildung 57: Schematische Darstellung der Messanordnung (a) zur Bestimmung der spezifischen Leitfähigkeit und der dielektrischen Permittivität sowie das entsprechende Ersatzschaltbild des elektrischen Kreises (b), der sich aus kapazitiven und konduktiven Anteilen zusammensetzt.	130
Abbildung 58: Dielektrische Permittivität in Abhängigkeit der Frequenz für PAO 40.	132
Abbildung 59: Zeitliches Verhalten der resultierenden Stromstärke I_{dc} nach dem Anlegen eines Spannungsimpulses V_{dc} für PAO 40.....	133
Abbildung 60: Schematische Skizze des neu aufgebauten Versuchsstands zur Bestimmung des Festkörpertraganteils.	134
Abbildung 61: Kalibrationsmessungen für einen offenen (a) und geschlossenen Kontakt (b), um die Funktionalität und die korrekte Datenaufzeichnung des neu aufgebauten Versuchsstands zu gewährleisten. Messungen mit einer Rotationsgeschwindigkeit von 4 rpm (c) und 25 rpm (d) unter trockenen Reibbedingungen sind ebenfalls dargestellt. Das Eingangs- und das gemessene Ausgangssignal sind in schwarzer bzw. roter Farbe dargestellt.....	136
Abbildung 62: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächenbeschaffenheit von Kugel 1 (a) unter Berücksichtigung der entsprechenden Kugelkrümmung und das dazugehörige Querschnittsprofil (c). Durch den numerischen Abzug der Oberflächenkrümmung mit Hilfe der WLI-Software, ergibt sich eine zweidimensionale Darstellung (b) und ein Querschnittsprofil (d) der tatsächlichen Oberflächenrauheit, die einen besseren Eindruck der Oberflächenbeschaffenheit vermitteln. Die Farbskalen in (a) und (b) geben die entsprechende Höheninformation an.....	138
Abbildung 63: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächenbeschaffenheit von Kugel 2 (a) unter Berücksichtigung der entsprechenden Kugelkrümmung und das dazugehörige Querschnittsprofil (c). Durch den numerischen Abzug der Oberflächenkrümmung mit Hilfe der WLI-Software, ergibt sich eine zweidimensionale Darstellung (b) und ein Querschnittsprofil (d) der tatsächlichen	

Oberflächenrauheit, die einen besseren Eindruck der Oberflächenbeschaffenheit vermitteln. Die Farbskalen in (a) und (b) geben die entsprechende Höheninformation an.....	139
Abbildung 64: Aufgenommene Stribeckkurven für Kugel 1 und Kugel 2 in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit bei konstanter Ölviskosität und Normalkraft. Der aufgetragene Reibkoeffizient entspricht dem Mittelwert aus drei Messungen pro Geschwindigkeit. Auf der x-Achse ist nur die Rotationsgeschwindigkeit aufgetragen, da sowohl die Normalkraft als auch die Ölviskosität für diese Messungen konstant gehalten wurden.....	141
Abbildung 65: Zeitliche Evolution des Eingangs- und Ausgangssignals zwischen Substrat und Kugel 1 in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit. In diesen Abbildungen illustriert die schwarze Kurve das Eingangssignal, wohingegen die in rot dargestellte Kurve dem Ausgangssignal entspricht.....	143
Abbildung 66: Zeitliche Evolution des Eingangs- und Ausgangssignals zwischen Substrat und Kugel 2 in Abhängigkeit der eingestellten Rotationsgeschwindigkeit. In diesen Abbildungen illustriert die schwarze Kurve das Eingangssignal, wohingegen die in rot dargestellte Kurve dem Ausgangssignal entspricht.	144
Abbildung 67: Berechneter Festkörpertraganteil für den Kontakt zwischen dem Substrat und Kugel 1 bzw. Kugel 2 als Funktion der Rotationsgeschwindigkeit.	146
Abbildung 68: Dreidimensionale Darstellung sowie Profilschnittdarstellung einer charakteristischen Verschleißspur des Substrats für den Kontakt zwischen Substrat und Kugel 1 (a und b) bzw. Kugel 2 (c und d) bei einer Rotationsgeschwindigkeit von 25 rpm.	147
Abbildung 69: Verschleißkoeffizient als Funktion der Rotationsgeschwindigkeit für die tribologischen Experimente zwischen Substrat und Kugel 1 bzw. Kugel 2 mit dazugehörigen Standardabweichungen, die gemäß der Gauß'schen Fehlerfortpflanzung berechnet wurden. Da sich die Verschleißkoeffizienten der einzelnen Rotationsgeschwindigkeiten um drei Größenordnungen unterscheiden, wurde zur besseren Illustration der Ergebnisse ab 135 rpm eine verkleinerte, reduzierte Darstellung in das Diagramm hinzugefügt.....	148
Abbildung 70: Exemplarische Darstellung der resultierenden Schmierfilmoberfläche (a) und der Schmierfilmdickenverteilung (b), die mittels WLI für semi-transparente Filme bestimmt werden können. Auf die Edeltahloberfläche wurden 50 µl PAO 40 für eine Zeit von 90 s bei einer Rotationsgeschwindigkeit von 100 rps verteilt.....	151
Abbildung 71: Aufgenommene Kalibrationskurven zur Bestimmung der mittleren Schmierfilmdicke in Abhängigkeit Rotationsgeschwindigkeit (a), der Spincoating-Zeit und der Ölmenge (b).	151

Abbildung 72: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der hergestellten Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 6 μm auf dem tribologischen Grundkörper. Die Farbskalen geben die entsprechende Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme (d) dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.....	153
Abbildung 73: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der hergestellten Kreuzstruktur mit einer Periodizität von 9 μm auf dem tribologischen Grundkörper. Die Farbskalen geben die entsprechende Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme (d) dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.....	154
Abbildung 74: Vergleich der mittleren Ölfilmstärke im Fall einer polierten Referenzoberfläche sowie zweier Kreuz-muster mit einer Periodizität von 6 und 9 μm für eine Ölmenge von 50 μl (a) und 200 μl (b) in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit.....	156
Abbildung 75: Zeitliche Evolution des Reibkoeffizienten für eine unstrukturierte, polierte Referenzoberfläche mit einer initialen Ölfilmstärke von 8 μm	158
Abbildung 76: Korrelation der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten (a) mit den entsprechenden elektrischen Ausgangssignalen (b-e) zu vier unterschiedlichen Zeitpunkten (P1 bis P4).	159
Abbildung 77: Darstellung der ermittelten, maximalen Ölfilmlebensdauer in Abhängigkeit von der eingestellten mittleren Ölfilmstärke für unstrukturierte, polierte Referenzoberflächen.	160
Abbildung 78: Zusammenfassende Darstellung der maximalen Ölfilmlebensdauer in Abhängigkeit der eingestellten Schmierfilmstärke für die laser-strukturierten Kreuzmuster mit einer Periodizität von 6 μm (a) und 9 μm (b). Die maximale Ölfilmlebensdauer der polierten Referenzoberflächen von ca. 1000 Reibzyklen ist in beiden Diagrammen als horizontale Linie eingetragen, um einen direkten Vergleich der laser-strukturierten Oberflächen mit der Referenz zu gewährleisten.	162
Abbildung 79: Ermittelte Größenverteilung der detektierten Verschleißpartikel für eine Referenzoberfläche nach 500 Reibzyklen mit einer initialen Ölfilmstärke von 7 μm . In diesem Zusammenhang ist anzumerken, dass auch möglicherweise kleinere Verschleißpartikel existieren, allerdings die Auflösungsgrenze des verwendeten Partikelsizers bei 1 μm liegt. Vereinzelt wurden auch Partikel mit einem äquivalenten Durchmesser größer als 10 μm gefunden. Diese werden in dieser Darstellung zur besseren Übersichtlichkeit nicht dargestellt.....	165

- Abbildung 80: Ermittelte Größenverteilung der detektierten Verschleißpartikel für eine Referenzoberfläche nach 500 und 1000 Reibzyklen mit einer initialen Ölfilmdicke von 7 μm . Zur besseren Illustration sind nur Partikel mit einem äquivalenten Durchmesser bis 5 μm angegeben.167
- Abbildung 81: Vergleichende Gegenüberstellung der Partikelgrößenverteilung für eine polierte Referenzoberfläche und eine laser-strukturierte Probe, die ein Kreuzmuster mit einer Periodizität von 9 μm aufweist. Die Darstellung ist nur bis zu einem äquivalenten Partikeldurchmesser von 3.5 μm dargestellt, da der kleinste detektierte Partikel der laser-strukturierten Oberfläche einen äquivalenten Durchmesser von 3.3 μm aufweist.....168
- Abbildung 82: Vergleichende Gegenüberstellung der Partikelgrößenverteilung nach 1000 und 200000 Reibzyklen für eine laser-strukturierte Probe mit Kreuzmuster (Periode 9 μm) bei einer initialen Ölfilmdicke von 9 μm170
- Abbildung 83: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der Oberflächenstrukturierung auf dem tribologischen Grundkörper (Lagerscheibe aus 100Cr6-Stahl). Die Farbskalen geben die Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme (d) dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.....172
- Abbildung 84: Zweidimensionale Übersichts- (a) sowie Detaildarstellung (b) der Oberflächenstrukturierung auf dem tribologischen Gegenkörper (100Cr6-Kugel). Die Farbskalen geben die entsprechende Höheninformation an. Eine zweidimensionale Profilschnittdarstellung (c) und eine lichtmikroskopische Aufnahme dienen zur weiteren Illustration des Strukturierungsergebnisses.....173
- Abbildung 85: Illustration der berechneten Kontaktsituation (a) mit der Darstellung der elastischen Abflachung der Kugel unter den verwendeten Betriebsparametern. Übertragung des Kontaktradius und der Kontaktfläche in eine reale zweidimensionale Abbildung der Oberflächentopographie der laser-strukturierten Kugel (b), um die Anzahl der in Kontakt stehenden Strukturmuster abzuschätzen.176
- Abbildung 86: Vergleichende Darstellung des Zusammenhangs zwischen der gemessenen Reibkraft F_R und des eingestellten SRRs in Abhängigkeit der untersuchten Kombination aus glatten und strukturierten Kontaktflächen bei einer Normalkraft von 10.7 N und einer konstanten Rollgeschwindigkeit von 3000 mm/s.177
- Abbildung 87: Aufbau eines hydrodynamischen Drucks am Beispiel einer definierten Oberflächenstruktur. Es ist dabei anzumerken, dass ein herausragender Überstand (a) und eine

näpfchenförmige Vertiefung (b) eine ähnliche Wirkung hinsichtlich des Druckaufbaus (c) haben [282, 370, 371]. In diesen Abbildungen stellen P_a den Atmosphärendruck und P_c den Kavitationsdruck dar. Im divergenten Druckbereich ist der minimale Druck durch den Kavitationsdruck begrenzt, wohingegen im konvergenten Bereich keine Limitierung des Drucks gegeben ist. Daraus folgt die Ausbildung eines asymmetrischen Druckprofils mit dem Resultat eines positiven Nettodrucks (verändert und ergänzt nach [370]).	179
Abbildung 88: Darstellung des Zusammenhangs zwischen der Reibkraft F_R und dem SRR bei den Rollgeschwindigkeiten $v_{Roll} = 300 \text{ mm/s}$ (a), 600 mm/s (b), 1500 mm/s (c) und 3000 mm/s (d) für die Kombination einer laser-strukturierten Scheibe und einer laser-strukturierten Kugel. Als Referenzfall werden in diesen Diagrammen eine laser-strukturierte Kugel und eine glatte Scheibe betrachtet. Die aufgebrachte Normalkraft beträgt in allen Experimenten 10.7 N , was einer Hertz'schen Pressung von 672.3 MPa entspricht.	180
Abbildung 89: Berechnete, richtungsabhängige Druckflussfaktoren (ϕ_{xx} und ϕ_{yy}) in Abhängigkeit der spezifischen Schmierfilmdicke λ für den Fall einer laser-strukturierten Kugel und einer laser-strukturierten Scheibe (jeweils ein Punktmuster mit einer Periode von $6 \mu\text{m}$ und einer Strukturtiefe von $1 \mu\text{m}$). Die kombinierte Oberflächenrauheit der beidseitig-strukturierten Kontaktflächen beträgt $0.45 \mu\text{m}$. Diese werden mit den Druckflussfaktoren (ϕ_x und ϕ_y) einer stochastisch rauen Oberfläche verglichen, die die gleichen Oberflächenkennwerte wie die laser-strukturierten Oberflächen aufweisen. Der Verlauf des Druckflussfaktors über die spezifische Schmierfilmdicke für eine ideal glatte Oberfläche ist ebenfalls dargestellt.	183
Abbildung 90: Gemessene Spannungs-Kraft-Kurven zur Kalibration der Normal- (a) und Reibkraft (b).	185
Abbildung 91: Schematische Darstellung der experimentellen Anordnung zur Kalibration der Ölfilmdicke. Dazu wird ein Objektträger auf einem Siliziumsubstrat genutzt, um eine definierte Schmierstoffhöhe einzustellen und somit die resultierenden Graustufenbilder der laser-induzierten Fluoreszenzmessung mit der entsprechenden Schmierstoffhöhe korrelieren zu können (verändert nach [302]).	186
Abbildung 92: Schematische Darstellung der eingebauten Kalibrationsanordnung zur Einstellung eines konvergenten Schmierspals mit definierter Schmierspalthöhe.	186
Abbildung 93: Exemplarische Darstellung von sieben Kalibrationskurven, in denen der resultierende Graustufenwert mit der Ölfilmdicke korreliert wird. Zur Auswertung der tribologischen Messungen mit polierten und laser-strukturierten Oberflächen wurde eine Mittelwertkurve der	

Kalibrationskurven berechnet und alle tribologischen Messungen basierend auf dieser Kurve ausgewertet.....	187
Abbildung 94: Experimentell bestimmte Temperatur-Viskositäts-Abhängigkeit des verwendeten, unadditivierten Mineralöls.....	188
Abbildung 95: Schematische Darstellung der Probendimensionen und der laser-strukturierten Fläche mit entsprechenden Abmessungen.....	189
Abbildung 96: Schematische Darstellung der hergestellten Strukturmuster (Einzeltasche S1; Linienstruktur S2; Kreuzstruktur S3 und Punktstruktur S4) mit dazugehöriger Nomenklatur. Es ist ersichtlich, dass die Position der unterschiedlichen Strukturmuster für alle Proben konstant gehalten wurde.	190
Abbildung 97: Makroaufnahmen der hergestellten Oberflächenstrukturen (Einzeltasche, Linien-, Kreuz- und Punktstruktur) durch eine Strukturierung mit einem Ultrakurzpuls laser auf einem Siliziumsubstrat mit einer Größe von 10 x 20 mm ²	191
Abbildung 98: Schematische Darstellung der experimentellen Anordnung der untersuchten Proben in Abhängigkeit der Position der Oberflächenstrukturierung. Falls die Oberflächenstruktur am Öleingang platziert ist, enthält das Kürzel ein zusätzliches ,f'. Befand sich die strukturierte Fläche am Ölauslass, so wurde dem Kürzel ein ,r' hinzugefügt.....	193
Abbildung 99: Schematische Darstellung der Messpunkte zur Aufnahme von Graustufenbildern mittels laser-induzierter Fluoreszenz zur Bestimmung des Konvergenzverhältnisses in x- und y-Richtung. Messpunkt 1 und 2 haben jeweils 0.8 mm Abstand in beiden Richtungen von der oberen linken bzw. rechten Probekante. Der Abstand zwischen Messpunkt 2 und 3 bzw. Messpunkt 3 und 4 beträgt 3 mm. Es ist zu beachten, dass dieses Schema nicht maßstabsgetreu gezeichnet wurde.	194
Abbildung 100: Vergleichende Gegenüberstellung der experimentell ermittelten (ausgefüllte Symbole) und numerisch berechneten Daten (offene Symbole) für die minimale Ölfilmdicke am Ölauslass aller getesteten Konfigurationen. Die Daten werden für beide Normalkräfte separat dargestellt. Weiterhin sei angemerkt, dass in diesen Diagrammen alle experimentell ermittelten Daten unabhängig von der eingestellten Konvergenz dargestellt sind. Es sei angemerkt, dass jeder experimentelle bzw. numerische Datenpunkt einer Einzelmessung entspricht. Die numerische Berechnung wurde von Dr. Simon Medina des Imperial College durchgeführt.....	195
Abbildung 101: Vergleichende Gegenüberstellung der experimentell ermittelten (ausgefüllte Symbole) und numerisch berechneten Daten (offene Symbole) für die Reibkraft aller getesteten	

Konfigurationen. Die Daten werden für beide eingestellten Normalkräfte separat dargestellt. Weiterhin sei angemerkt, dass in diesen Diagrammen alle experimentell ermittelten Daten für alle Konvergenzverhältnisse enthalten sind. Die numerische Berechnung wurde von Dr. Simon Medina des Imperial College durchgeführt.	198
Abbildung 102: Vergleichende Gegenüberstellung der experimentell ermittelten (ausgefüllte Symbole) und numerisch berechneten Daten (offene Symbole) für den Reibkoeffizienten aller getesteten Konfigurationen. Die Daten werden für beide Normalkräfte separat dargestellt. Die numerische Berechnung wurde von Dr. Simon Medina des Imperial College durchgeführt.	199
Abbildung 103: Darstellung der numerisch berechneten Tragfähigkeit gegen das eingestellte Konvergenzverhältnis für alle getesteten Oberflächen (a) zur Bewertung der tribologischen Effizienz der hergestellten Oberflächenstrukturen. Um eine bessere Übersichtlichkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, ist in (b) eine reduzierte Darstellung mit ausgewählten Strukturmustern dargestellt. Oberflächenstrukturen, die eine vergleichbare bzw. erhöhte Ölfilmdicke aufgewiesen haben, wurden für die reduzierte Darstellung herangezogen.	200
Abbildung 104: Beurteilung der tribologischen Effizienz basierend auf rein experimentell ermittelten Daten durch die Auftragung des Konvergenzverhältnisses gegen einen Quotienten aus Reibkoeffizient, Lagerbreite und Ölfilmdicke.	203
Abbildung 105: Schematische Konstruktionszeichnung der Lagerung des Rotors eines Flugzeugtriebwerks zur Illustration der Funktionsweise eines Quetschöldämpfers und zur Verdeutlichung der Lage der verschleißkritischen Kolbenringe (verändert nach [380]).	205
Abbildung 106 Zweidimensionale Darstellung der Oberflächentopographie des geschliffenen Referenzkolbenrings (a) mit dazugehöriger Profilschnittdarstellung (b) entlang der schwarzen Linie. Die Farbskala gibt die Höheninformation an.	206
Abbildung 107: Zweidimensionale Darstellung der Punktstruktur (a), die auf dem Kolbenring erzeugt wurde. Die Farbskala gibt die Höheninformation an. Die lichtmikroskopische Aufnahme (b) sowie die Profilschnittdarstellung (c) veranschaulichen das Resultat der Oberflächenstrukturierung.	207
Abbildung 108: Vergleich charakteristischer Verschleißspuren mit Hilfe einer zweidimensionalen Schnittdarstellung und der dazugehörigen Profilschnittdarstellung für den geschliffenen (a und c) und laser-strukturierten Kolbenring (b und d). Die Farbskalen in a und b geben die entsprechende Höheninformation an.	209

Abbildung 109: Berechnetes Verschleißvolumen für den geschliffenen und laser-strukturierten Kolbenring. Zur Beschreibung des Verschleißprofils wurde ein Kreissegment zu Grunde gelegt.	210
Abbildung 110: Detaillierte Analyse der Verschleißspur nach dem tribologischen Test der laser-strukturierten Kolbenringe. Die schwarzen Rechtecke markieren den Bereich der Verschleißspur, wobei in (a) partiell und in (b) über die komplette Breite der Verschleißspur Punktstrukturen nachgewiesen werden konnten.	211
Abbildung 111: Zweidimensionale Darstellung der Oberflächenrauheit (a) nach dem Herstellungsprozess der Lageroberflächen. Die Farbskala gibt in diesem Zusammenhang die entsprechende Höheninformation an. Die zugehörige lichtmikroskopische Abbildung sowie eine Profilschnittdarstellung entlang der schwarzen Linie sind in (b) und (c) dargestellt.	213
Abbildung 112: Zweidimensionale Darstellung der mittels Dreistrahlinterferenz erzeugten Punktstruktur (a). Die Farbskala gibt die Höheninformation an. Die lichtmikroskopische Aufnahme (b) sowie die Profilschnittdarstellung (c) veranschaulichen das Resultat der Oberflächenstrukturierung.	215
Abbildung 113: Makroaufnahmen nach den tribologischen Experimenten der kompletten Lageroberfläche des Referenzzustands (a) und der laser-strukturierten Oberfläche (b). Eine Detailaufnahme der entstandenen Verschleißspur ist in (c) für das unstrukturierte Lager und in (d) für das laser-strukturierte Lager dargestellt.	217
Abbildung 114: Zweidimensionale Detaildarstellung der Verschleißspuren der unstrukturierten Referenzoberflächen mittels WLI (a) und Lichtmikroskop (b).	218
Abbildung 115: Zweidimensionale Darstellung der Verschleißerscheinungen im Fall des laser-strukturierten Lagers nach dem tribologischen Experiment (a). Die Farbskala gibt die Höheninformation an. Die lichtmikroskopische Aufnahme (b) sowie die Profilschnittdarstellung in (c) verdeutlichen die Veränderungen der Oberflächenstruktur nach dem tribologischen Test.	219
Abbildung 116: Lichtmikroskopische Abbildung der Verschleißspur im Fall des laser-strukturierten Lagers (a). Ein Vergleich des Querschnittsprofils vor und nach dem tribologischen Test ist in (b) gegeben.	220
Abbildung 117: Schematische Darstellung des Herstellungsprozesses von quasiperiodischen Oberflächenstrukturen durch die sukzessive Überlagerung von Linienstrukturen mittels Zweistrahlinterferenz. Für die Erzeugung eines acht-zähligen Penrose-Musters ist die Überlagerung von vier Linienmustern mit unterschiedlicher Ausrichtung (0°, 45°, 90° und 135°) notwendig. In diesem Zusammenhang sei angemerkt, dass das Linienmuster eine Periode von 9 µm aufweist.	227

Abbildung 118: Zweidimensionale WLI-Aufnahmen der hergestellten quasiperiodischen Oberflächenmuster mit acht- (a), zehn- (b) und zwölf-zähliger Symmetrie (c) auf Polyimid.	228
Abbildung 119: Illustration der getesteten Reibrichtungen, die mit Hilfe des Rotationstischs eingestellt wurden, im Fall des quasiperiodischen Oberflächenmusters (a). Vergleich der zeitlichen Evolution des Reibkoeffizienten (b) für ein Substrat mit quasiperiodischem und periodischem Oberflächenmuster in Abhängigkeit der relativen Orientierung der Laserstruktur zur Reibrichtung. Weiterhin ist auch der zeitliche Verlauf des Reibkoeffizienten für eine unstrukturierte PEEK-Oberfläche dargestellt.....	229
Abbildung 120: Darstellung der Kanalstruktur (Mikroprägen) und des Linienmusters (Laserinterferenzstrukturierung) sowie der multiskalig-strukturierten Oberfläche durch eine Kombination der beiden Prozesse.	231
Abbildung 121: Gemessene Tropfenverzerrung für eine polierte, unstrukturierte Referenzoberfläche, eine Kanal- und Linienstruktur sowie eine multiskalig-strukturierte Oberfläche. In diesem Zusammenhang sei angemerkt, dass die Tropfenverzerrung für die Kanalstruktur und die multiskalige Oberfläche nur bis zu einer Zeit von 20 bzw. 10 Sekunden bestimmt werden konnten, da zu größeren Zeiten der Tropfen bei der eingestellten Mikroskopvergrößerung nicht mehr aufgenommen werden konnte.	232

9. Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Einteilung unterschiedlicher Anwendungsbereiche mit entsprechenden Aufgabenstellungen und Verknüpfung mit einem konkreten tribologischen Beispiel (verändert nach [100]).	27
Tabelle 2: Auflistung der chemischen Zusammensetzung der Stahlsorten in Gewichtsprozent, die als Grundkörper in den tribologischen Experimenten verwendet wurden. Die chemische Zusammensetzung wurde jeweils vom aufgeführten Hersteller spezifiziert und entsprechend der Auflösungsgrenze mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie nachgeprüft.	75
Tabelle 3: Vergleichende Gegenüberstellung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte für die Referenzoberfläche und die laser-strukturierten 100Cr6-Kugeln mit unterschiedlicher Periodizität.	96
Tabelle 4: Vergleichende Gegenüberstellung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte für die Referenzoberfläche und die laser-strukturierten Edelstahloberflächen mit unterschiedlicher Periodizität.	99
Tabelle 5: Berechnete mittlere Korngröße mit dazugehöriger Standardabweichung für die polierte Referenzoberfläche und die laser-strukturierten Proben mit unterschiedlicher Periodizität.	106
Tabelle 6: Zusammenstellung der wesentlichen physikalischen Eigenschaften des verwendeten Poly- α -olefins [352].	128
Tabelle 7: Darstellung des bestimmten Brechungsindex für PAO 40 mittels Abbé-Refraktometrie. Der angegebene Wert stellt jeweils einen Mittelwert aus fünf Messungen dar. Alle gemessenen Brechungsindizes waren identisch, weshalb auf die Angabe der Standardabweichung verzichtet wird. Der Brechungsindex von Cyclohexan wurde vor und nach der Messung des Brechungsindex von PAO 40 bestimmt, um das System zu kalibrieren und Umgebungseinflüsse auszuschließen. Dieser war vor und nach der Messung identisch.	129
Tabelle 8: Ausgewertete Rauheitskennwerte für die tribologischen Kontaktflächen. Die Oberflächenkennwerte wurden mit Hilfe des WLIs aufgenommen und die Rauheit der Kugel nach Abzug der Kugelkrümmung bestimmt.	138
Tabelle 9: Zusammenfassung der Messparameter zur Aufnahme der Stribeckkurven für die beiden Kugeln mit unterschiedlicher Oberflächenrauheit.	140

Tabelle 10: Zusammenfassung der Versuchsparameter des elektrischen Messstands zur Bestimmung des vorherrschenden Reibregimes und zur Berechnung des Festkörpertraganteils.....	142
Tabelle 11: Berechneter Festkörpertraganteil für die tribologischen Messungen mit Substrat und Kugel 1 bzw. Kugel 2 in Abhängigkeit der eingestellten Rotationsgeschwindigkeit. Weiterhin wurden für den statischen Kontakt bei 0 rpm die Festkörpertraganteile beider Kugeln berechnet.....	146
Tabelle 12: Vergleichende Gegenüberstellung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte für die polierte Referenzoberfläche und die laser-strukturierten Proben mit unterschiedlicher Periodizität.....	155
Tabelle 13: Zusammenfassung der wesentlichen Versuchsparameter für die tribologischen Messungen unter Mischreibungsbedingungen.	157
Tabelle 14: Statistische Auswertung von charakteristischen Kennwerten, die die Partikelform detailliert beschreiben.....	165
Tabelle 15: Vergleich der statistischen Auswertung von charakteristischen Kenngrößen, wie Rundheit, Konvexität und Aspektverhältnis, die die Partikelform nach 500 und 1000 Reibzyklen beschreiben.....	167
Tabelle 16: Vergleich der statistischen Auswertung der Rundheit, der Konvexität und des Aspektverhältnisses der Verschleißpartikel der Referenzoberfläche und des laser-strukturierten Kreuzmusters (Periode 9 µm).....	169
Tabelle 17: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie der laser-strukturierten 100Cr6-Lauffläche und 100Cr6-Kugel. Es sei angemerkt, dass im Fall der laser-strukturierten Kugel die Oberflächenkennwerte nach dem Anzug der Kugelkrümmung ermittelt wurden.	174
Tabelle 18: Zusammenfassung der wesentlichen Betriebsparameter mit entsprechendem Variationsbereich für die tribologischen Messungen unter elastohydrodynamischen Reibbedingungen.	175
Tabelle 19: Zusammenfassung der charakteristischen Strukturgrößen und -abstände, die mittels WLI für alle erzeugten Oberflächenstrukturen ausgewertet wurden.	192
Tabelle 20: Zusammenfassende Darstellung der WLI-Auswertung zur Ermittlung der strukturierten Fläche, des abgetragenen Volumens und der resultierenden Flächendichte. In diesem Zusammenhang gibt die Flächendichte 1 das Verhältnis der strukturierten Fläche zur maximal strukturierten Fläche von 7 x 7 mm ² an, wohingegen sich die Flächendichte 2 auf die Probenabmessungen von 10 x 20 mm ² bezieht.....	201

Tabelle 21: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie des unstrukturierten Kolbenrings nach dem Herstellungsprozess.	207
Tabelle 22: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie des strukturierten Kolbenrings nach der Laserstrukturierung.	208
Tabelle 23: Ausgewertete Breite und Tiefe der Verschleißspuren für den geschliffenen und laserstrukturierten Kolbenring.....	210
Tabelle 24: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenkennwerte zur Beschreibung der Oberflächentopographie der Axialzylinderrollenlager nach dem Herstellungsprozess.	214
Tabelle 25: Zusammenfassung der ausgewerteten Oberflächenparameter zur Beschreibung der Oberflächentopographie der mittels Dreistrahlinterferenz erzeugten Punktstruktur.	216
Tabelle 26: Zusammenfassung der Versuchsparameter zur Evaluation der tribologischen Effizienz von laser-strukturierten Axialzylinderrollenlagern.	217
Tabelle 27: Zusammenstellung der Massen für die Lauffläche 1, die Lauffläche 2, den Wälzkörpersatz und den Käfig vor und nach dem tribologischen Test für das unstrukturierte Referenzlager und das laser-strukturierte Lager.	220