Untersuchungen zu ungeschmiertem Schwingungsverschleiß an 100Cr6-Kugeln gegen 100Cr6-Ebenen

vorgelegt von
Dipl.-Ing. (FH)
Manuel Reichelt
ORCID: 0000-0002-5531-2373

an der Fakultät V - Verkehrs- und Maschinensysteme
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Zehn
Gutachter: Prof. Dr. rer. nat. Valentin L. Popov
Gutachter: PD Dr. rer. nat. habil. Brunero Cappella

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 10. Juli 2020

Berlin 2020

»Der Zweifel ist der Beginn der Wissenschaft. Wer nichts anzweifelt, prüft nichts. Wer nichts prüft, entdeckt nichts. Wer nichts entdeckt, ist blind und bleibt blind.«

Teilhard de Chardin (1881-1955), frz. Theologe, Paläontologe und Philosoph

Kurzfassung

Die vorliegende Doktorarbeit handelt von der Bestimmung vom Verschleißvolumen und vom Verschleißkoeffizienten bei Modellversuchen an 100Cr6-Ebenen und -Kugeln unter Schwingungsbeanspruchung. Es wird in der Tribologie häufig beobachtet, dass der Verschleißkoeffizient, definiert vom Archard-Gesetz als der Proportionalitätsfaktor zwischen dem Verschleißvolumen W_v und dem Produkt aus Normalkraft und Gleitweg ($F_N s_R$), bei ähnlichen Versuchsbedingungen stark variiert. Deshalb zielt die vorliegende breit angelegte Untersuchung auf die Überprüfung der Wiederholbarkeit und Reproduzierbarkeit der experimentellen Ergebnisse sowie auf die Verifizierung vom Archard-Gesetz.

Die experimentelle Arbeit wurde mittels statistischer Auswertung einer sehr großen Menge von eigenen und früheren Versuchsdaten an fünf Tribometern bei umfangreicher Variation der Beanspruchungsparameter durchgeführt.

Im ersten experimentellen Teil wurde die Genauigkeit der Bestimmung vom Verschleißvolumen mittels analytischer Methoden mit der durch Weißlichtinterferometrie untersucht. Es wurde festgestellt, dass die zweite Methode deutlich zuverlässigere und genauere Ergebnisse liefert. Im zweiten experimentellen Teil wurde der Zusammenhang zwischen Verschleißvolumen und Produkt aus Normalkraft und Gleitweg quantitativ charakterisiert. Zunächst wurde festgestellt, dass die Ergebnisse wiederholbar und reproduzierbar sind. Die Auswertung der Daten zeigt eindeutig und mit großer Genauigkeit, dass die Proportionalität zwischen W_v und $F_N s_R$ nur ab einer Initialpressung von ca. 1,6 GPa gültig ist. Bei kleineren Werten der initialen Flächenpressung ist der Verschleißkoeffizient selbst eine Funktion von $F_N s_R$. Außerdem kann gezeigt werden, dass eine höhere Flächenpressung den Verschleißkoeffizienten vermindert. Dieser Zusammenhang konnte durch weitere Versuche mit Kugeln mit unterschiedlichen Radien und mit einer wiederverwendeten Kugel bestätigt werden. Die Ergebnisse zeigen also, dass das Archard-Gesetz nicht allgemeingültig ist.

Im dritten experimentellen Teil der Arbeit wurde der Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf den Verschleiß untersucht. Der abermals sehr große Datensatz ermöglichte es zu bestätigen, dass die Ergebnisse von vier aus fünf Tribometern wiederholbar und reproduzierbar sind. Die Daten zeigen, dass die Luftfeuchte einen verschleißmindernden Effekt hat. Auch bei niedriger und hoher Luftfeuchtigkeit konnte festgestellt werden, dass der Verschleißkoeffizient nicht konstant ist, wenn die Initialpressung weniger als ca. 1,6 GPa beträgt.

Schließlich wurde eine Map des Verschleißkoeffizienten als Funktion sowohl von $F_N s_R$ als auch der relativen Feuchtigkeit erstellt, die den Verschleiß bei ungeschmierten Schwingungsversuchen mit 100Cr6 in Kugel-Ebene-Konfiguration in einem breiten Parameterbereich quantitativ beschreibt und als Grundlage für Simulationen und für weitere theoretische Untersuchungen benutzt werden kann.

Abstract

The present PhD thesis deals with the determination of the wear volume and wear coefficient in model tests with 100Cr6 balls against 100Cr6 planes under oscillating conditions. It is often observed in tribology that the coefficient of wear, defined by Archard's law as the proportionality factor between the wear volume W_v and the product of normal force and sliding distance ($F_N s_R$), varies significantly, even under similar experimental conditions. Therefore, the present broad investigation aims at the testing of the repeatability and reproducibility of the experimental results and at the verification of Archard's law.

The experimental work was carried out by means of statistical analysis of a very large amount of own and previous experimental data on five tribometers with extensive variation of the test parameters.

In the first experimental part, the accuracy of the determination of the wear volume by analytical methods was compared with that by white light interferometry. It was found that the second method yields much more reliable and accurate results. In the second experimental part, the relationship between wear volume and the product of normal force and sliding distance was quantitatively characterized. It was found that the results are repeatable and reproducible. The analysis of the data shows clearly and with great accuracy that the proportionality between W_v and $F_N s_R$ is valid only for initial pressures larger than about 1.6 GPa. For smaller values of the initial pressure, the wear coefficient itself is a function of $F_N s_R$. It could also be shown that a higher surface pressure reduces the wear coefficient. This correlation could be confirmed by further tests with balls of different radii and with a reused ball. Therefore, the results show that Archard's law is not universally valid.

In the third experimental part of the work, the influence of humidity on wear was investigated, again with a very large data set. The analysis confirmed that the results on four of five tribometers are repeatable and reproducible. The data show that air humidity has a wear-reducing effect. It was found that also at low and high humidity the wear coefficient is not constant.

Finally, a map of the wear coefficient as a function of both $F_N s_R$ and relative humidity was created, which quantitatively describes the wear in unlubricated oscillation tests with 100Cr6 in ball-plane configuration in a wide parameter range and can be used as a basis for simulations and further theoretical investigations.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung ..... ***I***

Abstract ..... ***II***

Inhaltsverzeichnis ..... ***III***

Symbolverzeichnis ..... ***V***

Abkürzungsverzeichnis ..... ***VIII***

1 Einleitung ***1***

1.1 Motivation **1**

1.2 Ziele **2**

1.3 Gliederung **3**

2 Theoretische Grundlagen der Tribologie ***4***

2.1 Tribologische Systeme **4**

2.2 Tribologische Beanspruchung **6**

2.3 Reibung **13**

2.4 Verschleiß **15**

2.4.1 Verschleißmessgrößen 16

2.4.2 Verschleißmechanismen und -verlauf 18

2.4.3 Verschleiß und Luftfeuchte 22

3 Materialien und Probenpräparation ***24***

3.1 100Cr6-Stahl **24**

3.1.1 Zusammensetzung und Gefüge 29

3.1.2 Mechanische Eigenschaften 30

3.1.3 Chemische Eigenschaften 32

3.2 Probenpräparation **33**

4 Testgeräte und Methoden ***35***

4.1 Tribometer **35**

4.1.1 SRV 3 35

4.1.1.1 Normalkraftregelung und -messung 36

4.1.1.2 Optimierung der Normalkrafteinstellung und -messung 38

4.1.1.3 Antrieb in *x*-Richtung 39

4.1.2 TKLB 40

4.1.3 TKLA 43

4.1.4 TKRD und TKRB 44

4.2 Analysemethoden **46**

4.2.1 Bestimmung der Reibzahl 46

4.2.2 Charakterisierung der Reibspuren durch optische Mikroskopie 50

4.2.3 Messung des linearen und volumetrischen Verschleißes 50
4.2.4 Berechnung von W_v (W_q-Methode) 52
4.2.4.1 Sonderfälle bei der Berechnung von W_v 57
4.2.4.2 Vergleich der Messungen mittels AFM, Weißlichtinterferometrie und taktiler Verfahren. 59
4.2.4.3 Fehler in der Bestimmung des Verschleißvolumens an einem Beispiel 60
4.2.5 Anomalien der Reibspuren 61

5 Ergebnisse 64

5.1 Abhängigkeit des Verschleißvolumens von $F_N s_R$ 64
5.1.1 Genauigkeit der W_q-Methode 65
5.1.2 Versuche mit Kugeln mit R = 5 mm 66
5.1.3 SRV mit F_N im Bereich 0–200 N 68
5.1.4 SRV mit F_N im Bereich 0–20 N 70
5.1.5 SRV mit F_N im Bereich 40–200 N 71
5.1.6 Versuche mit Kugeln mit verschiedenen Radien 74
5.1.7 Wiederverwendete Kugel 76
5.1.8 Einfluss der Reibzahl auf den Verschleißkoeffizienten 79
5.1.9 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen 80

5.2 Einfluss der relativen Luftfeuchtigkeit 81
5.2.1 TKRD 83
5.2.2 TKLB 84
5.2.3 TKRB 85
5.2.4 TKLA 86
5.2.5 Zusammenführung der Daten 89
5.2.6 Luftfeuchte und Reibzahl 99
5.2.7 Zusammenfassung der Ergebnisse 100

6 Zusammenfassung 101

7 Literaturverzeichnis 103

Danksagung 107

Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Bezeichnung
a	m	Kontaktradius
A_0	m²	nominelle Kontaktfläche
A_{Hys}	Nm	Fläche eines Hysterese-Zyklus
A_r	m²	reale Kontaktfläche
c	J/(kg·K)	spezifische Wärmekapazität
D	m	Eindringtiefe
$d_\perp$	m	Reibspurbreite (senkrecht zur Reibungsrichtung)
$d_\parallel$	m	Reibspurlänge auf der Kugel (parallel zur Reibungsrichtung)
E	Pa	Elastizitätsmodul
E_{tot}	Pa	reduziertes Elastizitätsmodul
f		Reibzahl
f_{Hys}		Reibzahl ermittelt aus Reibhysterese-Zyklus bzw. -Zyklen
f_{pp}		Reibzahl ermittelt aus peak-to-peak-Werten
F_c	N	Kapillarkraft
F_N	N	Normalkraft
F_R	N	Reibungskraft
F_{R1}	m²	Profilspitzenfläche eines Höhenprofils
F_{R2}	m²	Profilriefenfläche eines Höhenprofils
$F_{R,pp}$	N	peak-to-peak-Wert eines Reibhysterese-Zyklus
$F_{R,Hys}$	N	Reibkraft ermittelt aus Reibhysterese-Zyklus
F_T	N	tangentiale Kraft
G	Pa	Schermodul
h	m	Höhe/Auslenkung in z-Richtung
h	% r. H.	Relative Luftfeuchte
H	Pa	Härte
I_C		Vertrauensintervall (confidence interval)
I_P		Vorhersageintervall (prediction interval)
$k\ (k_r)$	m³/Nm	Verschleißkoeffizient
k_{abr}	m³/Nm	abrasiver Verschleißkoeffizient
k_{adh}	m³/Nm	adhäsiver Verschleißkoeffizient
k_F	N/m	Federkonstante
K	Pa	Bulk-Modul
l	m	Bezugsstrecke eines Rauheitsprofils

M_n	m^n	n-tes statistisches zentrales Moment
M_R	Nm	Reibungsmoment
n		Anzahl der Mikrokontakte
n	mol/m²	Mole pro Flächeneinheit
n_{mon}	mol/m²	Mole pro Flächeneinheit eines Monolayers
$n-p$		Freiheitsgrade
p	Pa	Flächenpressung
p_m	Pa	mittlere Flächenpressung
p_{max}	Pa	maximale Flächenpressung
P	Pa	Druck
P_0	Pa	Dampfgleichgewichtsdruck
P_0^K	Pa	Dampfdruck der gekrümmten Oberfläche
P_R	Nm/s	Reibungsleistung
Q_R	J/m²	Wärmestromdichte
r		Korrelationskoeffizient
r_C	m	Kapillarradius
r_P	m	Partikel-Radius
R	m	Kugel-Radius
R	J/(mol·K)	Gaskonstante
R'	m	Krümmungsradius der Verschleißkalotte quer zur Reibrichtung
R'_{app}	m	genäherter Krümmungsradius der Verschleißkalotte
R_a	m	Mittenrauwert
R_{eff}	m	effektiver Radius
R_K	m	Kernrautiefe eines Höhenprofils
R_m	Pa	Zugfestigkeit
R_p	Pa	Streckgrenze
R_{PK}	m	mittlere Spitzenhöhe eines Höhenprofils
$R_{p0,2}$	Pa	0,2 %-Dehngrenze
$R_q^2=M_2=\sigma_z^2$		Standardabweichung
R_{VK}	m	mittlere Riefentiefe eines Höhenprofils
R_z	m	gemittelte Rautiefe
s_R	m	Reibungsweg
T	°C	Temperatur
T_S	°C	Schmelztemperatur
v	m/s	Gleitgeschwindigkeit
V_m	m³/mol	molares Volumen
V		Abweichung
W_R	Nm/s	Reibungsarbeit

W_l	m	linearer Verschleiß
$W_{l,E}$	m	linearer Verschleiß der Ebene
$W_{l,K}$	m	linearer Verschleiß der Kugel
W_q	m²	planimetrischer Verschleiß
$W_{q,max}$	m²	maximaler planimetrischer Verschleiß
W_v	m³	gesamtes Verschleißvolumen
$W_{v,E}$	m³	Verschleißvolumen der Ebene
$W_{v,K}$	m³	Verschleißvolumen der Kugel
$W_{v,min}$	m³	minimales Gesamt-Verschleißvolumen
$W_{v,max}$	m³	maximales Gesamt-Verschleißvolumen
y	m	Abstand vom Kontaktmittelpunkt
$\overline{y}$		Erwartungswert
$\bar{z}$	m	Mittelwert der Höhe eines Rauheitsprofils
z, z_i	m	Profilhöhe
z_{max}	m	Maximum eines Höhenprofils
z_{min}	m	Minimum eines Höhenprofils

Griechische Symbole

Symbol	Einheit	Bezeichnung
Δx	m	stroke
α	°	Winkel des Kreissektors
α_w	1/K	linearer Wärmeausdehnungskoeffizient
α_K		Konfidenzniveau
γ	J/m²	Oberflächenspannung
ε		Kontakt-Eingriffsverhältnis
θ	°	Kegelwinkel
λ	W/(m·K)	spezifische Wärmeleitfähigkeit
ν	Hz	Frequenz
ν_p		Poissonzahl
ρ	g/m³	Dichte
$\sigma\ (\sigma^2)$		Standardabweichung
σ_V	Pa	Vergleichsspannung
σ_W	Pa	Wechselfestigkeit
$\sigma_{x,y,z}$	Pa	Normalspannungen

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bezeichnung
AES	Auger-Elektronenspektroskopie
ASTM	American Society for Testing and Materials
AFM	Rasterkraftmikroskop(ie) (engl.: Atomic Force Microscope)
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
BET	Brunauer-Emmett-Teller
DIN	Deutsches Institut für Normung
DLC	Diamond-Like-Carbon
DMS	Dehnungsmessstreifen
DMT	Derjaguin-Müller-Toporov
EBSD	Electron Backscatter Diffraction
EDX	Energiedispersive Röntgenspektrometrie
HRC	Rockwell-Härte C
HV	Vickers-Härte
ISO	International Organization for Standardization
JKR	Johnson-Kendall-Roberts
kfz	kubisch-flächenzentriert
krz	kubisch-raumzentriert
PMMA	Polymethylmethacrylat
REM	Rasterelektronenmikroskop(ie) (siehe SEM)
RH	Relative Luftfeuchte (engl.: relative humidity)
RT	Raumtemperatur
SEM	Scanning Electron Microscope (siehe REM)
SRV	Schwingung, Reibung und Verschleiß
TEM	Transmissionselektronenmikroskop(ie)
TKLA	Tribometer Klaffke Linear A
TKLB	Tribometer Klaffke Linear B
TKRB	Tribometer Klaffke Rotation B
TKRD	Tribometer Klaffke Rotation D
VAR	im Vakuum-Lichtbogen umgeschmolzen (engl.: Vacuum Arc Remelting)
WLIM	Weißlichtinterferometer-Mikroskop(ie)

1 Einleitung

1.1 Motivation

Die Tribologie beschäftigt sich mit allen Phänomenen, die mit Reibung und Verschleiß zusammenhängen, und hat eine große volkswirtschaftliche Bedeutung, die sich aus der eingesparten Energie durch Reibung und der gewonnenen Funktionszeit von Geräten durch Verschleißschutz ergibt. Der fortschreitende Verschleißprozess kann zuweilen auch eine Gefahr darstellen, wenn sicherheitsrelevante Bauteile plötzlich versagen.

Da tribologische Prozesse oft sehr langsam ablaufen, die Ergebnisse von Messungen stark streuen und Messungen an Originalbauteilen unter reellen Bedingungen oft schwierig oder zu kostenintensiv sind, ist man auf Untersuchungen von Modellverschleiß an Tribometern angewiesen mit dem Ziel, die Ergebnisse solcher Versuche zu vergleichen und in Modelle zur Vorhersage von Verschleiß auch an Bauteilen einfließen zu lassen.

Modellverschleißprüfungen in Tribometern ermöglichen also, die Komplexität des tribologischen Kontaktes in vielerlei Hinsicht zu reduzieren, indem man z. B. Probekörper mit einfacheren und kleineren Geometrien verwendet und die Belastungen und Umgebungsbedingungen genau kontrolliert. Dies vereinfacht oder ermöglicht die Erfassung möglichst zahlreicher und genauer Daten unter bekannten und einfachen Randbedingungen sowie die Messung und Berechnung von Ergebnisgrößen.

Die Streuung von Verschleißdaten aus solchen tribologischen Tests ist trotz des hohen Aufwands oft sehr groß, was in der Natur komplexer Prozesse, die von vielen Parametern beeinflusst werden, liegt. Diese Variation hat mehrere, teilweise unbekannte Ursachen. Einige davon sind systembedingt und beruhen auf der Verwendung verschiedener Tribometer oder Prüfkörper mit unterschiedlichen Geometrien und/oder Eigenschaften (z. B. Härte), die aus verschiedenen Chargen oder sogar von verschiedenen Herstellern stammen. Auch die unterschiedlichen Methoden, mit denen die relevanten Größen, insbesondere das Verschleißvolumen, bestimmt werden, tragen zur Streuung der Ergebnisse bei.

Wenn man also mehrere Parameter gleichzeitig variiert oder Tests vergleicht, die mit verschiedenen Tribometern durchgeführt wurden, ist eine sehr hohe Streuung zu erwarten und Messergebnisse sind oft weder wiederholbar noch reproduzierbar. Aus diesem Grund haben kleine Datensätze vor allem in der Tribologie eine geringe Aussagekraft und sind wenig sinnvoll.

Bei der Auswertung von Verschleißmessungen hat man sich darauf geeinigt, das Verschleißvolumen auf das Produkt aus Normalkraft und Gleitweg ($F_N s_R$) zu beziehen. So definierte Archard den Verschleißkoeffizienten k als das Verschleißvolumen pro Normalkraft mal Reibweg. Diese Darstellung von tribologischen Ergebnissen ist auch ein sinnvolles Mittel, um

Ergebnisse zu vergleichen. Allerdings wurde dieses Gesetz experimentell nicht so ausführlich überprüft, wie seine so verbreitete Verwendung es erfordern würde. Berücksichtigt man, von wie vielen Einflussgrößen der Verschleiß abhängt, wird es offensichtlich, dass das Archard-Gesetz unter Variation aller wichtigsten Parameter und insbesondere in einem sehr großen Bereich vom Produkt $F_N s_R$ verifiziert werden muss.

Neben den mechanischen Beanspruchungsparametern hat die relative Luftfeuchtigkeit einen entscheidenden Einfluss auf Reibung und Verschleiß und ist Gegenstand mehrerer Studien der letzten Jahrzehnte. Ein umfassendes Verständnis der physikalischen und chemischen Phänomene, die sich mit der Luftfeuchtigkeit ändern und die tribologischen Prozesse beeinflussen, wird durch das Fehlen reproduzierbarer experimenteller Ergebnisse, durch die große Anzahl von Variablen und durch mehrere Schwierigkeiten bei der Erkennung tribochemischer Prozesse und Produkte erschwert.

Aus den eben erwähnten, allgemeinen Problemen der wissenschaftlichen Praxis im Bereich der Tribologie ergeben sich die Ziele der vorliegenden Doktorarbeit als Beitrag zum besseren Verständnis des Verschleißes in einem spezifischen Fall.

1.2 Ziele

In dieser Arbeit wird der Versuch unternommen, allgemeingültige Gesetze für den Verschleiß eines ungeschmierten Kugel-Ebene-Systems unter Verwendung eines ausgiebig angewandten und untersuchten Materials zu hinterfragen oder zu überarbeiten. Dabei können alle einzelnen Wirkmechanismen von einem so komplexen Phänomen in ihrer Gesamtheit nicht berücksichtigt oder gar verstanden werden. Vielmehr müssen kleine Gruppen von tribologisch relevanten Parametern variiert werden, um ihren Einfluss auf den Verschleiß quantitativ zu charakterisieren und miteinander zu korrelieren.

Voraussetzung dafür ist die Untersuchung von sehr großen Datensätzen. Diese ermöglichen, durch statistische Analysen Zusammenhänge und Widersprüche zu entdecken, die bei kleineren Datenmengen durch Streuung und systematische Fehler „versteckt“ bleiben würden. Denn auch in den Naturwissenschaften ermöglicht manchmal ein Schritt zurück einen Gesamtblick, der dem Auge mehr zu zeigen vermag, als die Betrachtung aus unmittelbarer Nähe zulässt.

Außerdem wird durch die Verwendung einer großen Anzahl von Tests die Wiederholbarkeit und die Reproduzierbarkeit von tribologischen Ergebnissen untersucht und überprüft.

Diese experimentelle, empirische Überprüfung von physikalischen Gesetzen ist nicht nur ein wesentlicher Bestandteil von naturwissenschaftlicher Arbeit, sondern auch Ausgangspunkt für Entwicklungen in der theoretischen Arbeit, die das Verständnis von physikalischen Phänomenen wie dem Verschleiß erweitern.

1.3 Gliederung

Die vorliegende Doktorarbeit hat folgende Struktur:

Das **2. Kapitel** verschafft dem Leser einen allgemeinen Überblick über die Tribologie und die wichtige Eigenschaft der beiden zentralen Systemgrößen, nämlich Reibung und Verschleiß, die sich als solche wesentlich von Materialkenngrößen unterscheiden. Außerdem werden Begriffe und Zusammenhänge im Kontext der tribologischen Beanspruchung sowie die wichtigsten für Reibung und Verschleiß verantwortlichen Mechanismen und der zeitliche Verlauf der beiden Größen erläutert. Schließlich wird die Problematik der Bestimmung von Verschleiß thematisiert und auf die tribologische Wirkung von Luftfeuchte bei Metallen, Eisen und insbesondere 100Cr6-Stahl eingegangen.

Kapitel 3 befasst sich mit dem in dieser Arbeit untersuchten Probenwerkstoff 100Cr6-Stahl, seiner Herstellung, Wärmebehandlung, Bearbeitung, Gefügestruktur, seinen chemischen und physikalischen Materialeigenschaften und Besonderheiten der Oberflächen. Den möglichen Prozessen an der Oberfläche durch Einwirkung von Sauerstoff und Wasserdampf und der Rolle solcher Schichten in tribologischen Prozessen fällt dabei besondere Beachtung zu.

Im **4. Kapitel** werden die verwendeten Tribometer und die verwendeten Analysemethoden ausführlich beschrieben. Der Hauptfokus liegt in diesem Kapitel auf den Unterschieden und Fehlerquellen verschiedener Methoden für die Bestimmung des Verschleißvolumens. Dazu gehören sowohl die Charakterisierung der Messgenauigkeit der verwendeten Mikroskope an einem Beispiel als auch das Studium der Fehlerquellen in Berechnungen aufgrund von Näherungen, analytischen Prozeduren und Anomalien in der Reibspur. An einem Beispiel werden verschiedene Methoden verglichen und bewertet. Außerdem wird auf die unzureichende Vergleichbarkeit von Reibzahlen eingegangen, die durch verschiedene Methoden bestimmt werden, und ein Beispiel gegeben, das dieses Problem veranschaulicht.

Die Ergebnisse einer Vielzahl von Untersuchungen des Verschleißes von 100Cr6-Kugeln gegen 100Cr6-Ebenen bei ungeschmierten oszillierenden Tribotests werden in **Kapitel 5** präsentiert. Der erste Teil (5.1) widmet sich dem Verschleißkoeffizienten, also der Abhängigkeit des Verschleißvolumens von dem Produkt aus Normalkraft und Gleitweg ($F_N s_R$). Im zweiten Teil (5.2) wird der Einfluss der relativen Luftfeuchtigkeit auf Reibung und Verschleiß unter Berücksichtigung der in Abschnitt 5.1 gewonnenen Erkenntnisse analysiert. Eine Methode zur Entwicklung einer Verschleiß-Map, die den Verschleißkoeffizienten als Funktion sowohl von $F_N s_R$ als auch der relativen Feuchtigkeit zeigt, wird erläutert. Die zugrunde liegenden Phänomene werden auf der Basis von Adsorption und Kapillarkräften interpretiert. Außerdem werden die Ergebnisse mit denen anderer Arbeiten verglichen.

Kapitel 6 fasst schließlich die Ergebnisse zusammen. Diese werden den eben formulierten Zielen der Arbeit gegenübergestellt und ein Ausblick auf mögliche Forschungsfragen und -aufgaben wird gegeben.

2 Theoretische Grundlagen der Tribologie

Der Begriff Tribologie ist aus dem griechischen (tribein = reiben) abgeleitet und bedeutet so viel wie Reibungslehre. Bereits in den siebziger Jahren des 18. Jahrhunderts beschrieb Coulomb die Reibungskraft F_R, die nötig ist, um einen festen Körper aus der Ruhelage in Bewegung zu setzen [1]. Eine Definition wurde erstmals 1966 in Großbritannien nach einer Studie zur volkswirtschaftlichen Bedeutung von Reibung und Verschleiß formuliert. Demnach ist Tribologie die Wissenschaft und Technik von aufeinander einwirkenden Oberflächen in Relativbewegung. Sie umfasst das Gesamtgebiet von Reibung und Verschleiß, einschließlich Schmierung, und befasst sich mit Grenzflächenwechselwirkungen sowohl zwischen Festkörpern als auch zwischen Festkörpern und Flüssigkeiten oder Gasen.

Kommen zwei Festkörper (oder ein Festkörper und ein Fluid) sich nahe genug, so treten Wechselwirkungen zwischen ihren Kontaktflächen auf, die bei der Einleitung und Aufrechterhaltung einer Relativbewegung nichtkonservative Kräfte induzieren und so eine Dissipation von Energie bewirken. Je nach Art und Größe dieser Kräfte findet die Energiedissipation durch unterschiedliche Prozesse statt. Einer der wichtigsten Dissipationsprozesse geschieht über die Phononenerzeugung und deren Ausbreitung im Festkörper, wodurch Reibungswärme erzeugt wird. Andere Kräfte führen zu makroskopischen inelastischen Prozessen wie z. B. plastischem Fließen, viskoelastischem Verhalten und viskosem Fließen.

Im Mittelpunkt der Tribologie stehen also Reibung und Verschleiß, auf die später genauer eingegangen wird. Zunächst folgt eine Beschreibung von tribologischen Systemen.

2.1 Tribologische Systeme

Da Reibung und Verschleiß keine Phänomene sind, die ausschließlich von Material-, sondern auch von Systemeigenschaften abhängen, reichen Stoffkennzahlen wie Elastizitätsmodul, Oberflächenrauheit oder Härte der beteiligten Werkstoffe nicht aus, um die tribologischen Prozesse zu beschreiben. Vielmehr werden Reibung und Verschleiß von einer Vielzahl an System- und Prozessfaktoren beeinflusst (z. B. von Kontaktfläche, Deformation, diversen Reaktionen an der Oberfläche der Reibpartner, Wärmeübertragung, Temperatur, Luftfeuchte etc.), die zudem häufig miteinander wechselwirken.

Systeme sind abgegrenzte Gebilde, verbunden durch Funktion und Struktur. Aus der Funktion ergibt sich ein sogenanntes Beanspruchungskollektiv, das energetisch auf die Struktur ein- und mit ihr wechselwirkt. Laut Czichos [2] werden tribologische Systeme nach der Funktion zwischen energie-, informations- und stoffumsetzenden Systemen unterschieden. Ein- und Ausgangsgröße sind im ersten Fall die Energie. Solche Systeme dienen z. B. der Bewegungsübertragung oder -hemmung, wie in Führungen, Lagern oder Bremsen. Im zweiten Fall ist der Zweck, Informationen wie z. B. Signale bei Schaltrelais oder beim Festplattenlaufwerk zu übertragen. Die stoffumsetzenden Systeme sind oft in Produktionstechnik oder Transport-

wesen zu finden, z. B. in Trenn-, Füge- und Umformprozessen. Die hier betrachteten Versuche beziehen sich hauptsächlich auf energieumsetzende Systeme (Lager, Führungen, Gelenke). In diesem Fall soll kinetische Energie möglichst verlustarm z. B. vom Antriebsstrang auf die Antriebsräder eines Fahrzeugs, auf einen Generator bei Windkraftanlagen oder auf das Werkstück auf einer Drehbank übertragen werden, um dort als Arbeit zur Verfügung zu stehen.

Die Systemstruktur ist der Systemfunktion untergeordnet. Tribologische Systeme bestehen immer aus vier Strukturelementen, schematisch in Abb. 2-1 gezeigt: dem Wirkflächenpaar, bestehend aus einem festen Grundkörper (A) und einem festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörper (B), einem Zwischenstoff, z. B. einem Schmierstoff, Verunreinigungen oder Verschleißpartikeln (C) und dem Umgebungsmedium (D).

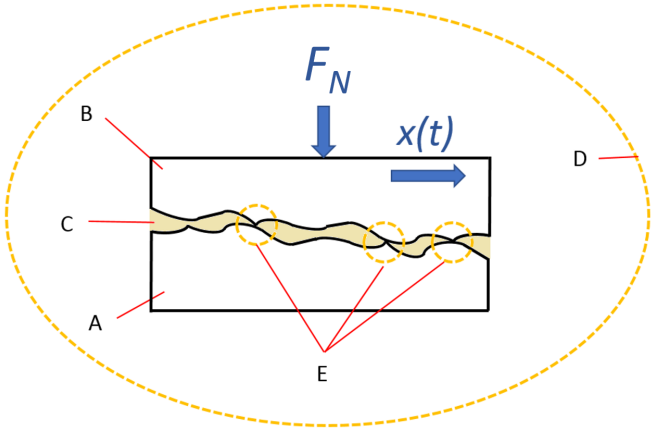


Abb. 2-1: Schema der Struktur eines Tribosystems: A: Grundkörper, B: Gegenkörper, C: Zwischenmedium, D: Umgebungsmedium, E: Wirkorte, F_N: Normalkraft, $x(t)$: Gleitweg.

Ein tribologisches System ist im Betrieb tribologischen Beanspruchungen ausgesetzt, das heißt Relativbewegungen und Kräften, die auf den Kontaktflächen der beiden Körper an den so genannten Wirkorten (E in Abb. 2-1) wirken. Das relative Abgleiten ist dabei manchmal ein konstruktiv nicht zu vermeidender Effekt bei der Kraftübertragung, wie z. B. der Schlupf an Zahnradflanken oder zwischen Lagerschale und Wälzkörper. In einigen Fällen ist die Ermöglichung einer Relativbewegung der Zweck des tribologischen Systems, so z. B. beim Gleitlager. Die Folge der Beanspruchung sind u. a. Dissipationseffekte in örtlich und zeitlich stochastisch verteilten Mikrokontakten und diese führen zu Reibung und Verschleiß.

Es wird außerdem zwischen offenen und geschlossenen Tribosystemen unterschieden. Offene Tribosysteme dienen dem Stofftransport (z. B. Fördersysteme und Rad-Schiene-Kontakte) und zeichnen sich dadurch aus, dass ständig wechselnde Gegenwirkflächen auf dasselbe Funktionselement treffen. Geschlossene Systeme haben hinsichtlich Reibung und Verschleiß in Form und Material aufeinander abgestimmte Funktionselemente und sind möglichst effizient von Umwelteinflüssen abgeschirmt, um die Funktionsdauer zu erhöhen. Die Wirkflächen treffen wiederholt aufeinander. In dieser Arbeit geht es ausschließlich um geschlossene Tribosysteme.

Eine weitere Unterscheidung kann hinsichtlich der Dimension gemacht werden, auf der tribologische Effekte beobachtet werden. Je kleiner die Skala, umso schwerer sind die Effekte für die Beobachtung und Messung zugänglich. So betrifft die Nanotribologie atomare und

molekulare Adhäsions-, Scher- bzw. Trenn- sowie chemische Prozesse, die in den der Grenzfläche der Reibpartner nächsten Atomschichten stattfinden und zwischen den Grenzflächen der Festkörper und dem Zwischen- oder Umgebungsmedium. Mikrotribologische Phänomene spielen sich in oberflächennahen Bereichen der Wirkflächen der Festkörper ab und bewirken Änderungen in der Mikrostruktur, wie beispielsweise Gefügeveränderungen durch thermische und mechanische Prozesse. Die meisten Phänomene dieser beiden Dimensionskategorien können nur in speziellen, auf wenige Mikrokontakte reduzierten Experimenten reproduzierbar untersucht werden. Analytisch sind Ergebnisse mikro- und nanotribologischer Versuche oft unter großem technischem Aufwand erst nach der tribologischen Beanspruchung durch Messungen mit Rasterkraftmikroskop (AFM) ([3] und Zitate darin), Rasterelektronenmikroskop (REM, engl.: SEM) ([4] und Zitate darin, [5] und Zitate darin) oder Transmissionselektronenmikroskop (TEM) ([5] und Zitate darin, [6]) zugänglich. Praktisch in situ messbar sind jedoch meistens die Kenngrößen makroskopischer Versuche, wie zum Beispiel Normal- und Reibkraft, Geschwindigkeit, Temperatur und mechanische Schwingungen.

Zur Untersuchung des Verhaltens tribologischer Systeme werden diese oft vereinfacht als tribologische Modellsysteme nachgebildet. Das hat ökonomische Vorteile durch Zeit- und Materialeinsparungen, macht aber auch genaue Messungen unter konstanten Eingangsgrößen und Umwelteinflüssen überhaupt erst möglich. Außerdem ist die mathematische Beschreibung deutlich einfacher als mit komplexen Bauteilen.

2.2 Tribologische Beanspruchung

Die tribologische Beanspruchung ist die Wechselwirkung zwischen der Systemstruktur und den auf die Oberflächen von festen Körpern einwirkenden Kräften, Relativbewegungen und Temperaturen. Diese Formen von ins System eingeleiteter Energie werden oft auch als Beanspruchungskollektiv zusammengefasst. Tribologische Beanspruchungen sind einerseits erforderlich, um den Zweck eines technischen Systems zu erfüllen, andererseits sind sie stets mit Energieverlusten durch Reibung und Materialverlusten durch Verschleiß behaftet. Deshalb ist es essenziell für die Optimierung solcher Systeme, die tribologische Beanspruchung genau zu analysieren. Zusammen mit den werkstofftechnischen Paramatern und den Parametern der Beanspruchung, spielen die Topografie der Oberflächen, elastische und plastische Deformation sowie die Wärmeübertragung eine wichtige Rolle bei der Wirkung dieser Kräfte und Relativbewegungen. Alle diese Größen und Phänomene werden im Folgenden beschrieben.

Werkstoffoberflächen unterscheiden sich oft wesentlich vom Werkstoffinneren, auf das sich die meisten Werkstoffangaben beziehen (chemische Zusammensetzung, Gefüge, Festigkeit etc.). Das rührt zum einen aus dem Herstellungs- und Bearbeitungsprozess, der zu Verformungen, Verfestigungen oder Texturinhomogenitäten und Eigenspannungen in der inneren Grenzschicht führen kann, und zum anderen aus der chemischen Wechselwirkung mit der Umgebung, die zur Bildung einer äußeren Grenzschicht führt, wie u. a. durch Oxidation. So kann zum Beispiel die Härte von einer oxidierten Metalloberfläche um ein Vielfaches höher sein als die Härte des reinen Metalls im Inneren. Ebenfalls chemisch bedingt können

sich bei der Oberflächensegregation Bestandteile (z. B. Legierungsbestandteile in Metallen) an der Oberfläche anreichern. Durch Tiefenprofile mittels Auger-Elektronenspektroskopie (AES) ([7] und Zitate darin) können diese Unterschiede zwischen Grundwerkstoff und Grenzschicht aufgezeigt werden. Dieser Sachverhalt zeigt, dass die Materialkennwerte, die allgemein angewendet werden und sich in der Regel auf den Grundwerkstoff beziehen, nicht geeignet sind, um tribologische Prozesse zu beschreiben. Vielmehr ist eine genaue Kenntnis des Ausgangszustandes der Oberfläche eines Materials notwendig. Dasselbe gilt für das Gefüge: An der Oberfläche kann es zu erheblich abweichenden Konzentrationen von Leerstellen, Versetzungen und Korngrenzen im Vergleich zum Inneren des Materials kommen, was besonders die Härte, die Festigkeit und die Risszähigkeit beeinflusst.

Ein wesentliches Element bei der Beschreibung von Oberflächen ist die Charakterisierung der Topografie. Dazu steht eine Vielzahl von Oberflächenkennwerten zur Verfügung, die im Folgenden beschrieben werden.

Der Mittenrauwert R_a ist das arithmetische Mittel der absoluten Beträge der Profilabweichungen innerhalb der Rauheitsbezugstrecke l:

$$R_a = \frac{1}{l}\int_0^l |z(x)|dx, \tag{1}$$

wo der Mittelwert des Profils gleich Null gesetzt wurde.

Die gemittelte Rautiefe R_z ist das arithmetische Mittel der absoluten Beträge der jeweils fünf größten Profilhöhen und Profiltiefen z_i innerhalb der Rauheitsbezugstrecke *l*:

$$R_z = \frac{1}{5}\sum_{i=1}^{5} z_i. \tag{2}$$

Neben diesen technischen Rauheitsparametern können für die Charakterisierung der Oberfläche auch statistische Parameter benutzt werden. Die z-Werte der Topografie werden dabei als eine statistische Verteilung von Werten betrachtet. Innerhalb der Bezugsstrecke l ergibt sich der Mittelwert $\bar{z}$:

$$\bar{z} = \frac{1}{l}\int_0^l z(x)\,dx. \tag{3}$$

Die statistischen zentralen Momente M_n sind im Allgemeinen definiert durch [8]:

$$M_n = \int_{-\infty}^{+\infty} (z-\bar{z})^n\,dx. \tag{4}$$

Die wichtigsten Momente sind die ersten vier Momente, nämlich M_1, das der gemittelten Rautiefe R_a entspricht, $M_2 = \sigma_z^2 = R_q^2$, auch Standardabweichung genannt, und M_3 und M_4 (Schiefe und Wölbung), die eine Abschätzung der Abweichung von einer symmetrischen Verteilung bzw. Normalverteilung ergeben.

Von besonderer Bedeutung ist die Profiltraganteilkurve oder Abbott-Kurve (Abb. 2-2). Um eine Abbott-Kurve zu bilden, wird für jede Profilhöhe z_i der prozentuale Anteil der Punkte innerhalb der Bezugsstrecke berechnet, die eine Höhe aufweisen, die gleich oder größer ist (Materialanteil in Höhe z_i). Anschließend werden die Profilhöhen nach dem prozentualen

Anteil aufgetragen, wie in Abb. 2-2 gezeigt. Durch Fitten des mittleren Bereichs der Kurve mit einer Gerade ergeben sich drei Bereiche der Höhenwerte, die durch die z-Werte des Fit bei einem Materialanteil von 0 bzw. 100 % unterteilt werden. Der mittlere Bereich ist die Kernrautiefe R_K, also die Tiefe des Rauheitsprofils unter Ausschluss herausragender Spitzen und Riefen. Die Differenzen $z_{max} - R_K$ bzw. $R_K - z_{min}$ werden mittlere Spitzenhöhe R_{PK} bzw. Riefentiefe R_{VK} genannt. Die Profilspitzenfläche F_{R1} stellt die Querschnittsfläche pro Längeneinheit der aus dem Kernprofil herausragenden Profilspitzen und die Profilriefenfläche F_{R2} die Querschnittsfläche pro Längeneinheit der aus dem Kernprofil herausragenden Profilriefen dar.

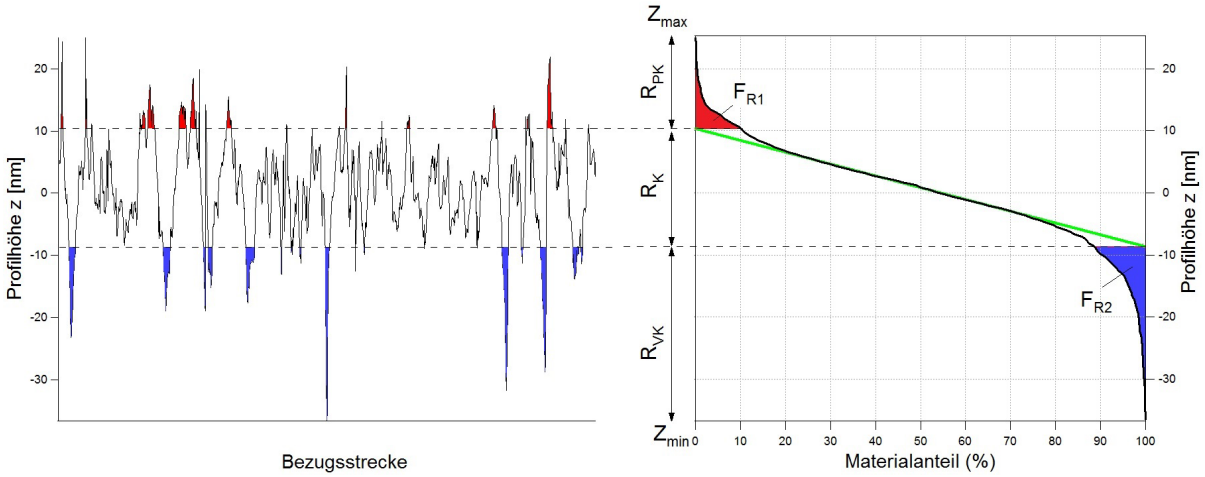


Abb. 2-2: Abbott-Kurve an einem mittels AFM gemessenen Profil einer DLC Schicht. R_K ist die Kernrautiefe, F_{R1} die Profilspitzenfläche, F_{R2} die Profilriefenfläche, R_{PK} die mittlere Spitzenhöhe, R_{VK} die mittlere Riefentiefe.

Vor der Beschreibung der tribologischen Vorgänge bei Kontakt zweier Oberflächen in Relativbewegung ist zunächst die Betrachtung bei einer statischen Beanspruchung durch eine Normalkraft notwendig. Dafür müssen beide Oberflächen beschrieben werden. Wie bei allen Phänomenen, die Festkörperkontakt angehen, gibt es zwei sich wesentlich voneinander unterscheidende Betrachtungsweisen: die nach dem Elastischen-Kontinuum-Modell und die diskrete Beschreibung, die einzelne Atome oder Moleküle und ihre Wechselwirkungen berücksichtigt.

Das Modell des elastischen Kontinuums [9] stellt zwei Grundbedingungen für seine Gültigkeit. Die erste ist, dass die Körper ausschließlich elastisch deformiert werden. Die zweite ist, dass die Körper wie ein Kontinuum betrachtet werden, also keine Molekül- oder Atominteraktionen berücksichtigt werden. Die am meisten angewandten Theorien, die auf diesem Modell basieren, sind die Hertz-, die Johnson-Kendall-Roberts- (JKR) und die Derjaguin-Müller-Toporov-Theorie (DMT). Die Hertz-Theorie [10] von 1882 vernachlässigt die adhäsive Wechselwirkung der Oberflächen. Sie findet bis heute breite Anwendung in der Berechnung von Deformation und Spannungsverteilung bei Kontakten zwischen ebenen, sphärischen und gekrümmten Oberflächen. Die JKR- [11] und die DMT-Theorie [12–14] berücksichtigen dagegen auch die Adhäsion, welche als die Summe aller Normalkräfte definiert ist, die zur Trennung zweier Oberflächen überwunden werden müssen. Die adhäsiven Zugkräfte wirken in der DMT-Theorie ausschließlich auf den Bereich außerhalb des Kontaktes und in der JKR-Theorie auf den Bereich, der im Kontakt ist. Da die verschiedenen Annahmen beider Theorien in bestimmten Fällen von Bedeutung sind und sich die Ergebnisse

der darauf basierenden Analysen oft stark widersprechen, wurden viele Parameter vorgeschlagen, um die geeignetere Theorie auswählen zu können. Schließlich entwickelte Maugis [15] eine allgemeingültige Theorie, die nachweisen konnte, dass die JKR- und DMT-Theorien Näherungen sind [9].

Die diskreten Kontakttheorien dagegen betrachten die Deformation als das Ergebnis von Wechselwirkungen und Bewegungen der Atome und Moleküle auf der Nano- und Ångströmskala. Sie sind Grundlage für Computersimulationen, die allerdings bisher zu rechenaufwändig sind, um praktische Relevanz auf der Makroskala zu haben.

Für die hier betrachteten Kontakte werden die Hertz-Formeln benutzt, weil die Adhäsion vernachlässigbar ist. Ausgehend vom Kontakt zweier Kugeln mit den Radien R_1 und R_2 und den Elastizitätsmoduli E_1 und E_2, sowie den Poissonzahlen $\nu_{p,1}$ und $\nu_{p,2}$, lassen sich das reduzierte Elastizitätsmodul E_{tot} und der effektive Radius R_{eff} wie folgt berechnen:

$$\frac{1}{E_{tot}} = \frac{3}{4}\left(\frac{1-\nu_{p,1}^2}{E_1} + \frac{1-\nu_{p,2}^2}{E_2}\right), \tag{5}$$

$$\frac{1}{R_{eff}} = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}. \tag{6}$$

Für den Kontakt zwischen einer Kugel und einer Ebene ($R_2 \to \infty$) ist $R_{eff} = R_1$. Für Deformationen, die wesentlich kleiner als der Radius der Kugeln sind, ergibt sich für den Kontaktradius a:

$$a = \sqrt[3]{\frac{R_{eff}\, F_N}{E_{tot}}}, \tag{7}$$

sowie für die Eindringtiefe D:

$$D = \frac{a^2}{R_{eff}} = \left(\frac{F_N}{E_{tot}\sqrt{R_{eff}}}\right)^{2/3}, \tag{8}$$

wo F_N die Normalkraft ist.

Die mittlere Flächenpressung p_m des Kontakts ist:

$$p_m = \frac{1}{\pi}\sqrt[3]{\frac{E_{tot}^2\, F_N}{R_{eff}^2}} = \frac{1}{\pi} E_{tot}\sqrt{\left(\frac{D}{R_{eff}}\right)}, \tag{9}$$

und die maximale Flächenpressung p_{max} in der Mitte des Kontakts ist:

$$p_{max} = \frac{3}{2} p_m. \tag{10}$$

Die Verteilung der Flächenpressung p in Abhängigkeit vom Abstand zum Kontaktmittelpunkt y ist:

$$p = p_{max}\sqrt{\left(1 - \frac{y^2}{a^2}\right)}. \tag{11}$$

Unabhängig von der Art der Betrachtung des Kontaktes unterscheidet sich die nominelle Kontaktfläche A_0 oft erheblich von der realen Kontaktfläche A_r, d. h. der Summe der tatsächlich in diskreten Mikrobereichen in Kontakt stehenden Flächen. 1953 zeigte Archard [16], dass die reale Kontaktfläche A_r bei rein elastischer Deformation näherungsweise der

Normalkraft proportional ist. Außerdem konnten Greenwood und Tripp 1967 [17] zeigen, dass A_r neben der Normalkraft auch annähernd der Anzahl der Mikrokontakte n proportional ist, wenn die Oberflächenrauheitshügel eine Gauß-Verteilung aufweisen. Diese allgemeinen Aussagen treffen auch weitestgehend für plastische Deformationen zu. Die Mikrokontakte ändern dabei ihre Fläche nur sehr geringfügig.

Alle bisher erwähnten Theorien gelten nur für normale Kräfte. Bei tribologischer Beanspruchung sind aber immer auch tangentiale Kräfte vorhanden. Mindlin [18] überlagerte 1949 der Normalkraft kleine harmonische tangentiale Kräfte F_T. Das führte zum sogenannten Partial-Slip-Verhalten des Kontakts. In diesem Fall bilden sich, entsprechend den verschiedenen Flächenpressungen im Kontaktbereich, eine Haftzone (A in Abb. 2-3 links) in der Mitte, in der hohe Pressungen eine Bewegung verhindern, und eine ringförmige Mikroschlupfzone (B in Abb. 2-3 links), in der Bewegung stattfindet und Verschleiß entsteht. Das Verhältnis der Tangentialkraft zur Normalkraft bestimmt dabei die Größe der Schlupfzone, welche bei Überschreiten eines bestimmten Wertes, der auch von der Reibzahl abhängt, die Haftzone verschwinden lässt. In diesem Fall spricht man von Gross-Slip (Abb. 2-3 rechts). Die Anzahl der Mikrokontakte nimmt bei auftretendem Verschleiß im Laufe eines tribologischen Prozesses häufig zu (z. B. bei dem hier verwendeten Material 100Cr6), weil hoch belastete Bereiche schneller abgetragen und um einen Teil der beanspruchenden Kräfte entlastet werden, die auf neu entstandene Kontaktbereiche wirken.

Ein Sonderfall, bei dem z. B. durch eine sehr kleine Schwingungsamplitude Bereiche auf der Oberfläche beider Körper im ständigen Kontakt sind, wird Fretting genannt. Fretting unterscheidet sich von anderen Beanspruchungen insbesondere wegen des stark reduzierten Einflusses des Zwischen- und Umgebungsmediums, wie z. B. Luftsauerstoff, auf die Reibflächen. So kann z. B. wegen einer langsameren Oxidation eine beanspruchte Stahloberfläche stärker verschleißen, da die Bildung einer schützenden Oxidschicht eingeschränkt ist. Eine andere Besonderheit von Fretting ist, dass Verschleißpartikel in der Regel den Reibkontaktbereich nicht verlassen. Die Folge ist eine höhere Werkstoffanstrengung und erhöhter Verschleiß.

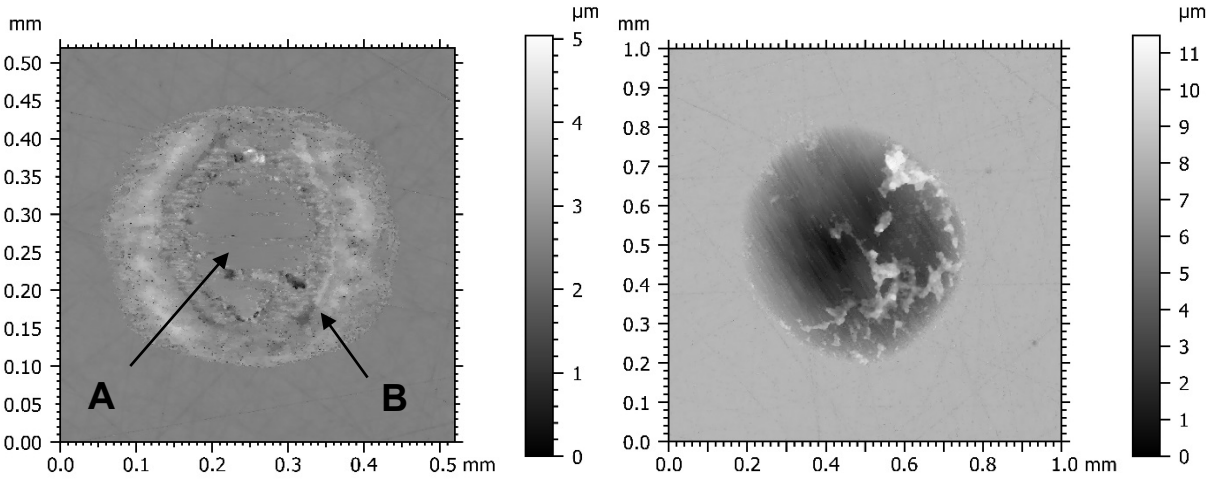


Abb. 2-3: Beispiele von Fretting von 100Cr6-Kugel gegen 100Cr6-Ebene anhand von WLIM-Aufnahmen, links: Partial-Slip mit einer Haftzone (A) und einer Schlupfzone (B), rechts: Gross-Slip.

Der Begriff der Werkstoffanstrengung wird verwendet, um die Beanspruchung des Materials bei Kraft und Energieübertragung in tribotechnischen Systemen zu beschreiben. Dabei wird die Beanspruchung je nach Wirkrichtung in Normal- und Tangentialbeanspruchung unterteilt. Zur Abschätzung der Anstrengung wird als Kenngröße der Tensor der Vergleichsspannungen σ_V verwendet. Diese werden entweder nach der Schubspannungshypothese nach Tresca [2] oder nach der Gestaltänderungsenergiehypothese nach Huber und von Mises [19] berechnet. Grundlage für Berechnungen sind die Normalspannungen σ_x, σ_y und σ_z sowie die Verteilung der Flächenpressungen nach Hertz. Für den statischen Fall ist die Verteilung der Vergleichsspannungen stets symmetrisch (Abb. 2-4 b). Bei Überlagerung mit einer tangentialen Spannung durch eine Reibkraft (Abb. 2-4 a) erhöht sich die Werkstoffanstrengung und es kommt zu einer Asymmetrie der Spannungsfelder und zu einer Verlagerung der Maxima hin zur Oberfläche (Abb. 2-4 c und d). Ist eine Vergleichsspannung größer als der für die gegebene Beanspruchungsart zutreffende Kennwert (Streckgrenze R_p für Fließbeginn, Zugfestigkeit R_m für Bruch oder Wechselfestigkeit σ_W für Dauerwechselbeanspruchung), so tritt ein Werkstoffversagen auf.

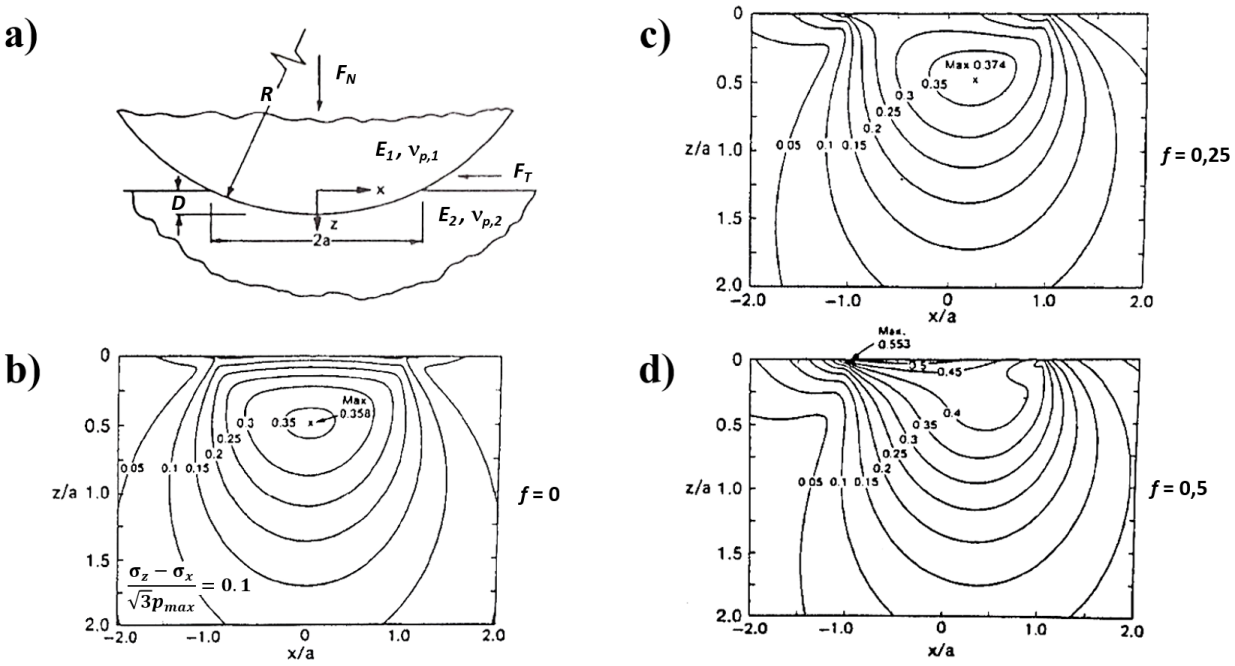


Abb. 2-4: Vergleichsspannungen am Beispiel des hertzschen Kugel-Ebene-Kontakts. (a) Schema der Kontaktgeometrie und der einwirkenden Kräfte; R ist der Kugelradius, F_N ist die Normalkraft, F_T ist die Tangentialkraft, E_1 (E_2) ist der Elastizitätsmodul, $\nu_{p,1}$ ($\nu_{p,2}$) ist die Poissonzahl, a ist der Kontaktradius und D ist die Eindringtiefe. (b), (c) und (d) Verteilung der Vergleichsspannungen im tribologisch beanspruchten Material als Funktion vom Verhältnis f der Normal- und Tangentialspannung; (b) f = 0, (c) f = 0,25 und (d) f = 0,5; σ_x und σ_z sind die Tangential- und Normalspannung, p_{max} ist die hertzsche Maximalpressung. Auf den Achsen sind die auf den Kontaktradius normierten Abstände in z- und x-Richtung aufgetragen. Überarbeitet mit Genehmigung nach [2], S. 61.

Die Spannungen im Material sind in Wirklichkeit wesentlich komplexer. Unter der Annahme nicht ideal glatter Oberflächen, sondern einer statistischen Verteilung von durch Rauheitshügel (Mikro-Hertz-Kontakte) erzeugten einzelnen Spannungsfeldern, die sich überlagern, liegt die maximale Werkstoffanstrengung lokal über der berechneten Maximalvergleichsspannung. Auch Eigenspannungen haben einen Einfluss auf die Materialbeanspruchung. Zugeigenspannungen verschieben das Vergleichsspannungsmaximum in Richtung der Oberfläche und Druckeigenspannungen in die entgegengesetzte Richtung.

Die Bewegungsverhältnisse zwischen den Reibpartnern werden als Kinematik zusammengefasst. Sie liefert Aussagen über Größen wie Geschwindigkeit, Bewegungsart, Bewegungsablauf und Kontakt-Eingriffsverhältnis, die zur tribologischen Beanspruchung beitragen. Es gibt vier Bewegungsarten: Gleiten (Translation parallel zur Reibfläche in x- bzw. y-Richtung), Rollen (Rotation um eine zur Reibfläche parallele Achse), Bohren (Rotation um eine zur Reibfläche senkrechte Achse) und Stoßen (Translation senkrecht zur Reibfläche). Aus diesen Bewegungsarten mit jeweils einem Freiheitsgrad ergeben sich durch Überlagerung alle anderen komplexeren Bewegungsarten, wie zum Beispiel das Wälzen, das sich aus einem Gleit- und einem Rollanteil zusammensetzt.

Der Ablauf der Bewegung kann zeitlich kontinuierlich oder intermittierend sein. Bei der Bewegungsrichtung unterscheidet man zwischen gleichsinniger Richtung und, wie bei Schwingungsbeanspruchung der Fall, einer Bewegung mit Richtungsumkehr (reversierend).

Die Geschwindigkeitsbetrachtung bezieht sich neben der Relativbewegung auch auf die einzelnen Geschwindigkeiten der Reibpartner, was besonders für die Hydrodynamik in geschmierten Systemen aber auch für das Schlupfverhalten von Bedeutung ist.

Eine weitere wichtige Größe ist das Kontakt-Eingriffsverhältnis ε. Es beschreibt das Verhältnis der sich im Kontakt befindlichen Fläche eines Körpers zur gesamten Lauffläche. Das Eingriffsverhältnis kann für die jeweiligen Reibpartner sehr unterschiedlich sein, was auch die ungleiche Belastung beschreibt. Für reversierende Gleitversuche mit Kugel-Ebene-Paarung ist dieser Wert z. B. für die Ebene kleiner als eins und ändert sich mit der Amplitude und zunehmendem Verschleiß. Für die Kugel ist der Wert dagegen stets eins, da ihre Reibfläche permanent im Kontakt mit der Ebene ist. Ab einem ε von etwa 0,4–0,5 gibt es auch auf der Kontaktfläche der Ebene einen Bereich, der permanent im Kontakt mit der Kugel ist und für den der Kontakt mit dem Umgebungsmedium vermindert oder nicht vorhanden ist. Diese Art von Tribokontakten werden unter dem schon erwähnten Begriff Fretting zusammengefasst (siehe Abb. 2-3).

Reibungsprozesse setzen neben plastischen Deformationsprozessen einen oft beträchtlichen Teil der kinetischen Energie dissipativ in Reibungswärme um. Das führt zu einer Temperaturerhöhung der Reibpartner und zu Veränderungen der temperaturabhängigen Materialeigenschaften. Geht man von vollständiger Dissipation der Reibenergie aus, so kann man die Wärmestromdichte Q_R berechnen:

$$Q_R = \frac{vF_N f}{A_0}. \tag{12}$$

Dabei ist v die Gleitgeschwindigkeit, F_N die Normalkraft, f die Reibungszahl (siehe Gl. (13) auf S. 14) und A_0 die nominelle Kontaktfläche. Wie schon erwähnt, wirkt die Normalkraft nicht auf die nominelle Fläche A_0, sondern auf die Mikrokontakte. Wegen der kleinen Fläche der Mikrokontakte ist die Wärmestromdichte deutlich höher als makroskopisch angenommen. Die wenige hundert Mikrosekunden anhaltenden, lokalen Abweichungen von der Grundtemperatur werden als Blitztemperaturen bezeichnet und sind in sehr wenigen Fällen messbar. Hypothesen und Modelle hierzu wurden u. a. von Archard [20], Kuhlmann-Wilsdorf [21] und Ashby [22] aufgestellt und gelten unter sehr spezifischen Bedingungen. Diese Modelle führen zu berechenbaren Blitztemperaturwerten und mittlerer Temperaturerhöhung der Kontaktflä-

chen als Funktionen der Anzahl der Mikrokontakte, Gleitgeschwindigkeit und Flächenpressung.

2.3 Reibung

Reibung ist die Bezeichnung für ein lang bekanntes Phänomen, das sich in einer Widerstandskraft gegen die Einleitung oder Aufrechterhaltung einer Relativbewegung sich berührender Körper äußert und viele Prozesse in Natur und Technik entscheidend beeinflusst bzw. überhaupt ermöglicht. Jede kraftschlüssige Funktion wie z. B. das Halten von Schraubverbindungen, das Funktionieren einer Reibkupplung oder Bremse oder der Grip eines Schuhs auf dem Boden beruhen auf der Kraftwirkung durch Reibung. In anderen Fällen, in denen Bewegung die Systemfunktion ist, wo sie also als Energieverlust angesehen werden muss, ist Reibung unerwünscht und es gilt, sie möglichst gering zu halten. So ist man z. B. bemüht, den Luftwiderstand von Fahr- und Flugzeugen und den Roll- oder Gleitwiderstand von Lagern stetig zu minimieren. Auch die Temperaturerhöhung, die mit Reibung einhergeht, ist oft ein Phänomen, das vermieden oder verringert werden muss, um die Funktion eines Systems zu gewährleisten.

Unterschieden wird zwischen äußerer und innerer Reibung. Die äußere Reibung tritt bei Kontakt zwischen Festkörperoberflächen auf. Die innere Reibung wirkt zwischen benachbarten Teilchen in Festkörpern, Flüssigkeiten und Gasen. Sie bewirkt die Viskosität von Stoffen und wird in der Rheologie untersucht. Sind zwei Festkörper voneinander lückenlos durch ein Fluid getrennt, spricht man von Flüssigkeits- bzw. Gasreibung. In diesem Fall sind die auftretenden Reibungskräfte durch Scherung der Fluide bedingt und dadurch häufig sehr viel geringer als bei Festkörperkontakten. Bei Mischreibung treten sowohl innere Reibung im Fluid als auch Festkörperreibung nebeneinander auf. Von Grenzreibung oder Mangelschmierung wird gesprochen, wenn bei der Festkörperreibung nur ein molekularer Film die Oberflächen bedeckt. In geschmierten Tribosystemen können sowohl Grenzreibung, Mischreibung als auch Fluidreibung auftreten, da die Fluidfilmdicke u. a. eine Funktion der relativen Geschwindigkeit ist. Dieser Zusammenhang wird im Stribeck-Diagramm dargestellt [23]. Darauf wird hier nicht näher eingegangen, aber anhand dieses Beispiels wird veranschaulicht, dass die Reibung auch als Systemeigenschaft betrachtet werden muss, da die Geschwindigkeit und die Viskosität des Zwischenstoffes und die Filmdicke einen großen Einfluss auf die Reibkraft haben.

Die äußere Reibung wird unterteilt in Haft- und Bewegungsreibung. Bei der Haftreibung verhindern die Reibungskräfte eine Relativbewegung zwischen den Körpern und es wird keine Energie umgesetzt. Bei der Bewegungsreibung wird kinetische Energie in Wärme umgewandelt und durch Verschleiß und Verformung dissipiert. Die Reibungskräfte sind stets der Relativbewegungsrichtung entgegengesetzt. Ein Gesetz der Festkörpergleitreibung wurde erstmals von Amonton 1699 beschrieben [1]. Darin wird die dimensionslose Reibungszahl f definiert als das von Kontaktfläche und relativer Geschwindigkeit der beteiligten Körper unabhängige Verhältnis zwischen der Reibungskraft F_R und der Normalkraft F_N:

$$f = \frac{F_R}{F_N}. \tag{13}$$

Diese Formel trifft nur näherungsweise zu, was darin begründet ist, dass die reale Kontaktfläche, die lokalen Flächenpressungen und die Geschwindigkeit die Mechanismen in den Grenzschichten des Reibkontakts beeinflussen. Darauf wies schon Coulomb hin [1]. Jedoch ist auch heute die Verwendung der Reibungszahl in der Form von Gl. (13) immer noch üblich. Sie stellt ein Maß für die Energieverluste durch Reibung dar.

Um die Reibung quantitativ zu erfassen, bedient man sich verschiedener Reibungsmessgrößen, die in Prüfständen oder auch direkt an Bauteilen durch entsprechende Messaufnehmer ermittelt werden können. Die wichtigsten sind die Reibungskraft F_R und die Reibungszahl f, definiert in Gl. (13), sowie das Reibungsmoment M_R, das bei rotatorischen Bewegungen zur Beschreibung eingesetzt wird. Von Bedeutung sind auch die Reibungsarbeit W_R und die Reibungsleistung P_R. Im Fall von Gleitreibung ist

$$W_R = \int_{s_R} F_R ds_R, \tag{14}$$

mit dem Reibungsweg s_R und

$$P_R = \frac{W_R}{t} = f F_N v, \tag{15}$$

mit der Zeit t und der Gleitgeschwindigkeit v.

Im Allgemeinen weist die Haftreibung eine höhere Reibungszahl auf als die Bewegungsreibung. Als Ursache werden die adhäsiven Kontakte genannt [24, 25], die eine finite Zeit brauchen, um sich zu bilden und deswegen bei der Gleitreibung nicht vorhanden sind. Die verschiedenen Reibzahlen spielen eine entscheidende Rolle beim so genannten Stick-Slip-Effekt, bei dem die Reibung zwischen statischem und bewegtem Zustand zyklisch wechselt.

Bei der Bewegungsreibung unterscheidet man entsprechend der kinematischen Beanspruchung (siehe Bewegungsarten in 2.2 außer Stoßen) zwischen Gleitreibung, Rollreibung und Bohrreibung sowie deren zusammengesetzten Reibungsformen, wie z. B. die Wälzreibung, bei der der Rollreibung eine Gleitkomponente überlagert ist.

In dieser Arbeit werden ausschließlich tribologische Gleitreibungsprozesse zwischen Festkörpern betrachtet.

Die der äußeren Reibung zugrundeliegenden **Hauptmechanismen** sind die Adhäsion bzw. die zum Trennen adhäsiver Verbindungen benötigten Scherkräfte und die Energiedissipation durch Deformation. Diese lässt sich noch in Reibung durch plastische und elastische Deformation und Furchung unterteilen.

Adhäsionskräfte sind Wechselwirkungen, die überwunden werden müssen, um zwei Oberflächen zu trennen und werden hauptsächlich von der van der Waals- und der elektrostatischen Kraft in Form von ionischen oder Wasserstoff-Bindungen verursacht [26]. Im Fall von reinen Metallen, das heißt nicht oxidierten Oberflächen, dominieren in gasförmiger Umgebung die ionischen Bindungen [26]. Diese hängen in ihrer Stärke von der Anzahl der freien Elektronen der kontaktierenden Bereiche ab. Die Grenzschichten von vielen technisch

eingesetzten Metallen, wie z. B. den meisten Eisenverbindungen, sind oxidiert und besitzen kaum freie Valenzelektronen. Voraussetzung für eine von ionischen Kräften verursachte adhäsive Bindung und ein anschließendes Trennen dieser Bindung durch die Kraftwirkung bei Reibung ist, dass diese Grenzschichten erst durchbrochen werden. Ohne Durchbrechen der Oxidschichten besteht die Adhäsion hauptsächlich aus der van der Waals- Kraft, die bedeutend schwächer ist als die ionische Kraft.

Bei den mechanischen Reibungsanteilen durch Deformation geht es immer um zwei Rauheitshügel, die in Bewegungsrichtung aufeinandertreffen. Der daraus entstehende Widerstand kann durch elastische oder plastische Deformation abgebaut werden. Bei Materialien mit bedeutenden Unterschieden in Härte oder Bruchfestigkeit können die härteren Rauheitshügel in den weicheren Körper eindringen. Dieses Phänomen wird Furchung genannt.

Der **zeitliche Verlauf** von Festkörperreibung zwischen Metallen wird von Czichos [2] in vier typische Phasen eingeteilt. Zum Beginn der tribologischen Beanspruchung, der sogenannten Einlaufphase, hängt die Reibung üblicherweise stark von der Scherfestigkeit der Oberflächenverunreinigungen ab und beginnt deshalb unabhängig vom Material mit einer Reibzahl von $f \cong 0{,}1$. Dieser Wert steigt in Folge der kontinuierlichen Entfernung dieser Verunreinigungen stetig an. Die Geschwindigkeit dieses Prozesses hängt mit der Pressung zusammen. In der zweiten Phase wird ein Maximalwert der Reibung erreicht, bei dem adhäsive und mechanische Reibungsanteile dominieren. Während der dritten Phase reduziert sich der Reibungswert wieder, was auf Einbettung von Verschleißpartikeln, Bildung schützender Triboschichten und Reduzierung von Furchungsprozessen und von Wechselwirkungen zwischen Rauheitshügeln zurückgeführt wird. Schließlich erreicht f in der vierten Phase einen konstanten Wert, in der sich ein Gleichgewicht einstellt zwischen den reibwerterhöhenden und -reduzierenden Prozessen. Diese Phase wird deshalb auch steady-state-Reibung oder -Phase genannt. Die stochastische Natur der Reibung aufgrund von Elementarreibereignissen führt häufig zu zeitlich begrenzten, teilweise starken Schwankungen im Reibwertverlauf. Dies kann in allen vier Phasen auftreten.

2.4 Verschleiß

Verschleiß ist der fortschreitende Materialverlust aus den Oberflächenschichten eines festen Körpers aufgrund von Reibung. Unterschieden wird nach Art des Gegenkörpers (fest, flüssig oder gasförmig), nach Verschleißarten, gekennzeichnet durch die Art der tribologischen Beanspruchung, und nach Verschleißmechanismen, welche die Prozesse sind, die zum Abtrag von Material führen. In vielen Fällen besteht ein ungefähr proportionaler Zusammenhang zwischen Reibung und Verschleiß, so dass Prozesse, die die Funktion eines Tribosystems im Betrieb einschränken oder verhindern, erkannt werden können. Der tatsächliche Zusammenhang jedoch ist in den meisten Fällen sehr komplex und von teilweise unbekannten oder nicht zu ermittelnden Einflüssen abhängig. Die Schwierigkeit eines Rückschlusses von der einfach zugänglichen Reibungszahl auf den Verschleiß liegt auch darin begründet, dass der zur Erzeugung von Verschleiß benötigte Anteil an der (ins System eingeleiteten) Reibenergie in der Regel bei weniger als zehn Prozent liegt. Andererseits geht mit der Änderung der

Verschleißmechanismen oft auch eine Änderung der Reibungszahl einher ([24], S. 24), was die Identifikation von Zusammenhängen in-situ erleichtert.

Die Unterteilung in verschiedene Verschleißarten wird nach Systemstruktur und nach Anteil der tribologischen Beanspruchungen, insbesondere der kinematischen, vorgenommen. Für geschlossene Systeme sind die wichtigsten Verschleißarten Gleit-, Stoß-, Roll-, Wälz-, Schwingungs- und Furchungsverschleiß und für offene Systeme sind es Teilchenfurchung, Strahl- und Strömungsverschleiß (Erosion). Nur in seltenen Fällen tritt ein Grundmechanismus des Verschleißes einzeln auf. Meistens gibt es einen vorherrschenden, der von einigen untergeordneten Verschleißmechanismen begleitet wird. Der in dieser Arbeit betrachtete Schwingungsverschleiß weist alle wichtigen Grundverschleißmechanismen auf, die im Abschnitt 2.4.2 erläutert werden.

Zur Quantifizierung und letztlich zur Beurteilung der Beeinflussbarkeit von Verschleiß bedarf es sogenannter Verschleißmessgrößen.

2.4.1 Verschleißmessgrößen

Es wird unterschieden zwischen direkten und indirekten Messgrößen. Direkte Messgrößen sind Maßzahlen, deren Betrag sich auf eine Länge senkrecht zur Oberfläche (W_l), auf eine Fläche in Reibrichtung (W_q), auf das Volumen (W_v) oder auf die Masse des verschlissenen Materials beziehen. Der Kehrwert wird als Verschleißwiderstand bezeichnet. Indirekte Messgrößen (Verschleißraten) setzen eine dieser direkten Messgrößen ins Verhältnis zu einer Bezugsgröße, wie z. B. der Zeit (Verschleißgeschwindigkeit) oder dem Gleitweg (Verschleißintensität). Alle diese Größen werden vom gesamten tribologischen System beeinflusst und ihre Auswahl und Messgenauigkeit beeinflussen maßgeblich die Reproduzierbarkeit und Wiederholbarkeit der Ergebnisse von tribologischen Versuchen [27].

Die gebräuchlichste Verschleißmessgröße ist der volumetrische Verschleiß W_v und wird üblicherweise in 10^{-6} mm³ angegeben. W_v setzt sich zusammen aus den Einzelverschleißvolumina der Reibpartner, hier der Ebene ($W_{v,E}$) und der Kugel ($W_{v,K}$):

$$W_v = W_{v,E} + W_{v,K}. \tag{16}$$

Das Verschleißvolumen W_v ist in der Regel positiv. Allerdings kann es in Ausnahmefällen negativ sein, d. h. die Beanspruchung führt zu einer Volumenzunahme. Das erfolgt z. B. durch Ausdehnung des Materials bei Oxidation oder durch Materialauftrag von dem einen auf den anderen Reibkörper. Im letzteren Fall kann dieser Beitrag zum Verschleiß nur dann erkannt werden, wenn die Verschleißvolumina der Körper einzeln bestimmt werden, denn beim idealen Auftrag ist das gesamte Verschleißvolumen Null. Die Detektion von Auftrag ist in der Praxis kaum möglich, vor allem innerhalb einer Spur, weil aufgetragene Partikel nicht von der Rauheit unterschieden werden können.

Das Verhältnis des volumetrischen Verschleißes W_v zum Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg ergibt den Verschleißkoeffizienten *k:*

$$k = \frac{W_v}{F_N s_R}. \tag{17}$$

Das ist eine Version des Archardschen Gesetzes, bei der alle materialspezifischen Größen, insbesondere die Härte, im Verschleißkoeffizienten k beinhaltet sind [16]. Der Verschleißkoeffizient kann sich sowohl aus abrasiven als auch aus adhäsiven Anteilen zusammensetzen (siehe 2.4.2). Die Formulierung von Gl. (17) für abrasiven Verschleiß stammt eigentlich von Khrushchov [28]. Da in beiden Fällen die Gleichungen dieselbe Form aufweisen, wird Gl. (17) in dieser Arbeit Archardsches Gesetz genannt.

Am Beispiel der Abrasion wird im Folgenden das Gesetz von Archard hergeleitet [29]. Ausgangspunkt ist ein Mikrokontaktmodell, bei dem eine härtere Rauheitsspitze (z. B. ein karbidischer Einschluss) in Form eines Kegels in die Oberfläche eines weicheren Körpers eindringt. Angenommen, dass 1) der Kegel sehr viel härter ist als der Gegenkörper, 2) der Gegenkörper plastisch deformiert wird und 3) die Fließgrenze und die Härte des Gegenkörpers annähernd gleich sind, stellt sich bei einer Normalkraft ΔF_N der Radius r des Kegelabdrucks als Funktion der Härte H des weicheren Körpers ein:

$$\pi r^2 = \frac{\Delta F_N}{H}. \tag{18}$$

Die Eindringtiefe t ergibt sich durch den Kegelwinkel θ. Wird dieser Kegel nun entlang x bewegt, so wird ein Volumen dV abgetragen, das als Produkt des Flächeninhalts des vertikal projizierten Kegels $rh/2$ und der Länge der Strecke dx berechnet werden kann:

$$dV = \frac{rh\,dx}{2} = \frac{r^2 \tan\theta\,dx}{2} = \frac{\Delta F_N \tan\theta\,dx}{2\pi H}. \tag{19}$$

Das Gesamtverschleißvolumen W_v ergibt sich aus der Summe der verschlissenen Einzelvolumina aller Mikrokontakte:

$$W_v = \frac{F_N \overline{\tan\theta}\, s_R}{2\pi H}, \tag{20}$$

wo $\overline{\tan\theta}$ ein Mittelwert von $\tan\theta$ über alle Mikrokontakte ist und s_R der Reibweg. In der gewöhnlichen Form der Gleichung

$$W_v = \frac{k_{abr} F_N s_R}{H} \tag{21}$$

beinhaltet der abrasive Verschleißkoeffizient k_{abr} also die gemittelte Form und Anzahl der Mikrokontakte.

Für den adhäsiven Verschleißmechanismus (siehe folgenden Abschnitt) lässt sich eine ähnliche Formel generieren, die sich lediglich durch einen anderen Verschleißkoeffizienten (k_{adh}) unterscheidet.

Neben den schon erwähnten groben Annahmen über plastische Deformationen und Härte geht dieses Modell also auch von unveränderlichen, gleichartigen und -förmigen Rauheitsspitzen konstanter Anzahl aus. Dies ist eine unrealistische Hypothese, denn in Wirklichkeit ist die Rauigkeit sehr komplex und ändert sich im Verlauf des Verschleißprozesses erheblich, was Einfluss nimmt auf die Form und Anzahl der Mikrokontakte und auf die sich lokal einstellenden Kräfte und Flächenpressungen. Auch chemische Reaktionen im Material und Modifizierungen der Mikrostruktur rufen Veränderungen in der Härte beider Reibpartner hervor. Darüber hinaus wird die nominelle Größe der Kontaktfläche in der Formel nicht berücksichtigt. Schließlich muss erwähnt werden, dass die zwei hauptsächlichen Verschleiß-

mechanismen üblicherweise nebeneinander auftreten und dass deren Anteile selbst anhand der Verschleißbilder nur sehr unzureichend eingeschätzt werden können.

Die verrichtete Arbeit W_R der Reibungskräfte (Gl. (14)) steht im Verhältnis zum Reibungsweg und durch die Reibzahl f auch zur Normalkraft (Gl. (13)). Wenn von einem konstanten Reibungskoeffizienten f ausgegangen wird, ist das Produkt $F_N s_R$ also proportional zur ins System eingespeisten Energie:

$$F_N s_R = \frac{F_R s_R}{f} = \frac{W_R}{f}. \tag{22}$$

Für diesen Fall kann man also einen Verschleißkoeffizienten k_r berechnen, der die Gesamtmenge des an beiden Reibpartnern erzeugten Verschleißvolumens pro in das System eingebrachter Reibarbeit oder Energie angibt [16, 27, 30–33]:

$$k_r = \frac{W_v}{f F_N s_R} = \frac{W_v}{W_R}. \tag{23}$$

Die Bestimmung von W_v erfolgte lange Zeit hauptsächlich mittels taktiler Verfahren, die auch in der Rauheitsmessung angewandt werden und u. a. den planimetrischen Verschleiß W_q liefern, also das Profil der Verschleißspur auf der Ebene quer zur Reibrichtung. Heutzutage sind eher optische Messverfahren gebräuchlich (siehe Abschnitt 4.2.3).

In situ kann vor allem der lineare Verschleiß W_l gemessen werden. Diese Messgröße ist oft vielen Einflüssen wie Wärmedehnungen, Schwingungen und Anwesenheit von Verschleißpartikeln und Reaktionsschichten ausgesetzt, so dass sie häufig einen unstetigen zeitlichen Verlauf aufweist. Noch dazu liefert sie wenig bis keine Information darüber, welcher Probekörper zu welchem Anteil verschleißt.

Ein anderes in-situ-Verfahren für den volumetrischen Verschleiß ist die Radionuklidmethode [34], bei der die Proben eine radioaktive Markierung enthalten, die mit den Verschleißpartikeln im Schmiermittel zu einem Detektor gelangt und dort gemessen werden kann.

Die dem Entstehen von Verschleiß zugrunde liegenden Mechanismen werden im Folgenden beschrieben. Diese können sich gegenseitig unterstützen und bedingen, daher ist eine eindeutige Unterscheidung im Nachhinein anhand des Verschleißbildes oft sehr schwierig oder nicht möglich.

2.4.2 Verschleißmechanismen und -verlauf

Adhäsiver Verschleiß

Adhäsiver Verschleiß tritt ausschließlich bei Grenzreibung oder Festkörperreibung auf. Verantwortlich für adhäsiven Verschleiß sind atomare und molekulare Wechselwirkungen. Dafür müssen die Flächenpressungen oft sehr hoch sein, da fast immer vorhandene, schützende Oberflächenschichten durchbrochen werden müssen. So werden adhäsive Verbindungen der darunter liegenden Grenzflächen auf der atomaren Skala möglich, die lokal sehr begrenzt sind. Dieser Prozess wird bei Metallen auch Kaltverschweißung genannt. Beim Gleiten trennen sich die Verbindungen dann nicht entlang der ursprünglichen Trennlinie zwischen den Reibkörpern, sondern es werden Teilchen aus der Randschicht abgeschert. Es

entstehen so Löcher am weicheren Reibpartner und schuppenartige Materialteilchen, die am härteren haften können (Abb. 2-5). Bei Metallen steigt häufig die Festigkeit im Bereich der Kaltverschweißung an. Adhäsiver Verschleiß kann also Verschleißpartikel erzeugen, aber auch Materialübertrag von einem auf den anderen Körper verursachen. Das Verhältnis zwischen der Bildung von Verschleißpartikeln und Materialübertrag hängt hauptsächlich von der Intensität der adhäsiven Wechselwirkungen an der Grenzfläche ab. Wenn Materialübertrag der dominierende Mechanismus ist, kann adhäsiver Verschleiß zu einem sehr kleinen Gesamtverschleißvolumen führen (Null im extremen Fall). Deshalb ist die Betrachtung der Einzelverschleißvolumina oft notwendig.

Oberflächenzerrüttung

Oberflächenzerrüttung [2] kommt ausschließlich bei Kontakten zweier Festkörperoberflächen vor, also bei Misch-, Grenz- und Festkörperreibung. Die Beanspruchung des Werkstoffes wirkt hauptsächlich auf die Mikrokontakte und zwar periodisch, entweder durch zyklisch wechselnde Beanspruchungsrichtung oder auch durch Be- und Entlastung bei Mehrfachübergleiten in gleicher Richtung, wie beim Rollen oder Wälzen. Es werden wechselnde mechanische Spannungen hervorgerufen, die je nach Tangential- und Normalkraftanteilen in und unterhalb der Oberfläche liegen bzw. sich in diesen Bereichen zyklisch bewegen (vgl. Abb. 2-4). Dabei spielt die Akkumulation von Gitterversetzungen und Fehlstellen die entscheidende Rolle. Daraus resultieren Mikrorisse, die sich häufig parallel zur Oberfläche ausdehnen. Als Folge lösen sich bei einer kritischen Risslänge Verschleißpartikel aus der Oberfläche. Bei metallischen Reibpartnern sind diese oft plättchenförmig (Delamination), schalenförmig oder splitterförmig (Ermüdung) und hinterlassen auf der Oberfläche Grübchen bzw. Pittings.

Spröde Werkstoffe sind besonders anfällig für Oberflächenzerrüttung, da die hohe Anzahl der Gitterfehler die Ausbreitung der Risse in eine bestimmte Richtung begünstigt. Bei zäheren Werkstoffen wechseln die Risse häufiger ihre Wachstumsrichtung, so dass weniger Verschleißpartikel entstehen.

Zugspannungen in der Oberfläche fördern die Oberflächenzerrüttung. In die Oberfläche eingebrachte Druckspannungen durch Kugelstrahlen, Oxidieren oder Nitrieren können den Widerstand gegen diesen Verschleißmechanismus erhöhen.

Abrasiver Verschleiß

Abrasiver Verschleiß entsteht, wenn harte Partikel – das können Rauheitsspitzen des Gegenkörpers oder lose Verschleißpartikel sein – unter Last in eine weichere Oberfläche eindringen und Material durch Relativbewegung abtrennen. Es kommt dabei in duktilen Werkstoffen zu Mikroverformungs- und Mikrozerspanungsprozessen und zum Mikrobrechen bei sprödem Grundmaterial. Beim sogenannten Mikropflügen kommt es ausschließlich zu Materialverformungen, ohne dass Material abgetragen wird. Die Folge bei mehrfachem Übergleiten ist jedoch eine Werkstoffermüdung, welche den Zerrüttungsverschleiß fördert. Zum Gahr [35] erarbeitete eine Formel, welche die Anteile des Mikropflügens und des Mikrospanens berücksichtigt, indem er einen Verhältniswert zwischen den zwei Mechanismen mit Hilfe von Ritzexperimenten ermittelte.

Das Verschleißbild zeigt häufig Riefen (Abb. 2-5) und pile-ups oder Ausbrüche. Die Geometrie der abrasiven Partikel und die Härte des weicheren Stoffes beeinflussen Bildungswahrscheinlichkeit und Querschnitt der entstehenden Späne oder Ausbrüche.

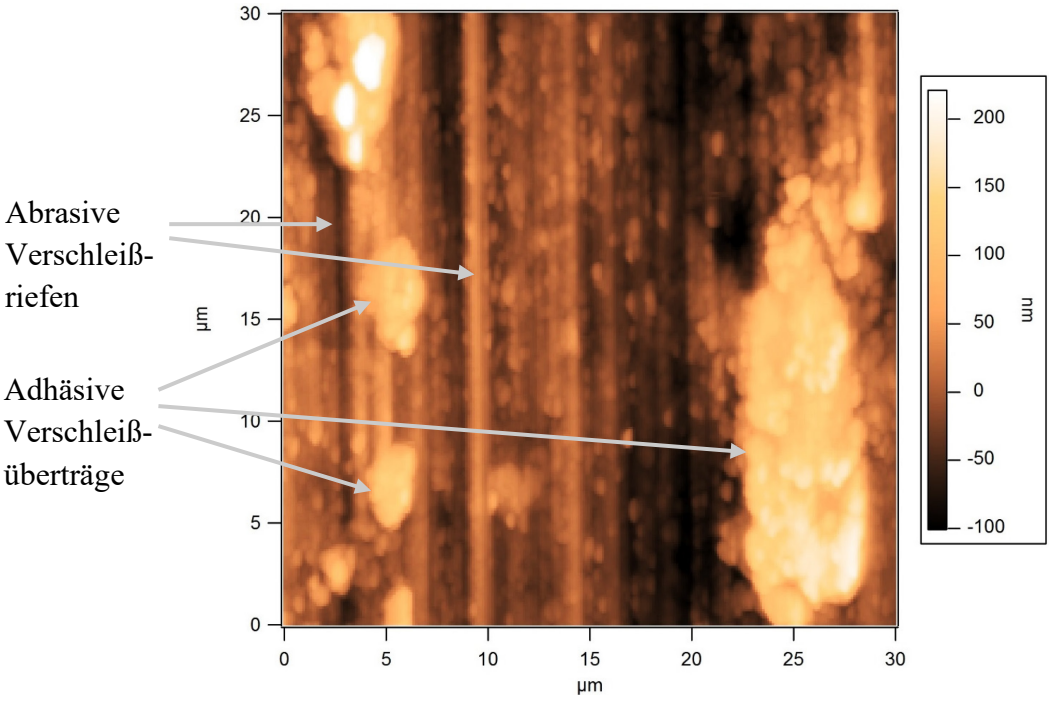


Abb. 2-5: Abrasiver und adhäsiver Verschleiß am Beispiel einer AFM-Aufnahme innerhalb einer Reibspur auf einer geläppten 100Cr6-Ebene, ungeschmiert gelaufen bei RT (63 % r. H.) gegen eine 100Cr6-Kugel (R = 2mm) nach 400 Zyklen bei F_N = 40 N, ν = 0,3 Hz, Δx = 8 mm.

Eine wichtige Rolle spielt abrasiver Verschleiß auch in Förderanlagen für Medien mit abrasiven Feststoffen und beim Verschleiß von Turbinenschaufeln durch Erosion, worauf hier aber nicht näher eingegangen werden soll.

Verschleiß im Fall von tribochemischen Reaktionen

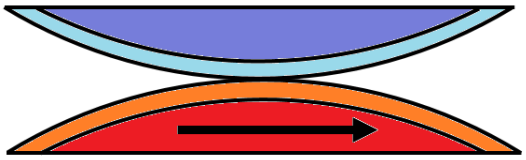
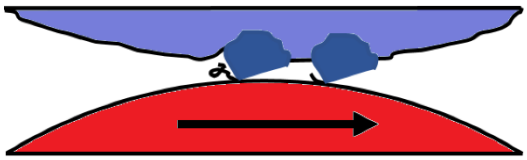
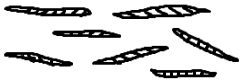
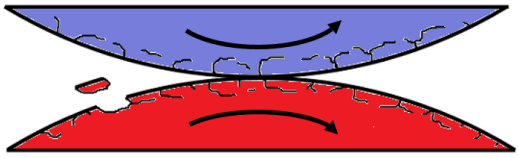
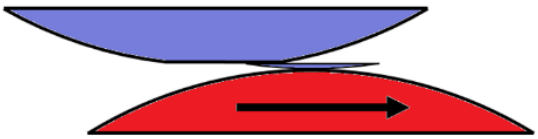
Bei tribologischer Beanspruchung wird das Grenzflächenenergieniveau durch thermische und mechanische Aktivierung angehoben. Dadurch werden tribochemische Reaktionen der Oberflächen mit Bestandteilen von Zwischen- und Umgebungsmedium ermöglicht, verstärkt und beschleunigt. Es bilden sich Zwischenschichten, die andere Reibungs- und Verschleißeigenschaften aufweisen als der Grundwerkstoff. Diese tribochemischen Schichten können sowohl verschleißhemmend als auch -fördernd wirken.

Bei Metallen sind durch den Sauerstoff im Umgebungsmedium die wichtigsten Reaktionsschichten oxidischer Natur (Tribooxidation), welche oft vor schwerem adhäsivem Verschleiß bei Metall-Metall-Kontakt schützen. Auch die Zerstörung dieser Schichten durch die Relativbewegung der Reibpartner zählt zum tribochemischen Verschleiß, der fast immer zusammen mit adhäsivem Verschleiß auftritt. Einen wichtigen Einfluss auf die Dicke der Reaktionsschicht hat der zeitliche Wachstumsverlauf. Beim Erreichen einer kritischen Schichtdicke kommt es aufgrund der zunehmenden Sprödheit und mechanischen Verspannung durch Änderung des Volumens zu Ausbrüchen aus der Schicht. Auf diesem Ansatz beruht ein Berechnungsmodell von Quinn [36]. Auch die relative Luftfeuchte der Umgebung prägt diesen Verschleißmechanismus oft entscheidend (Abschnitte 2.4.3 und 3.1.3). Eine Erhöhung von

Last und Gleitgeschwindigkeit begünstigt durch den Beitrag zur Blitztemperatur und die daraus resultierende Erhöhung der Reaktionsgeschwindigkeit die Bildung von Reaktionsschichten. Die entstehenden Verschleißpartikel sind meistens pulverförmig.

Die vier beschriebenen Verschleißmechanismen und die häufig auftretenden Formen der dabei entstehenden Verschleißpartikel sind in Tabelle 1 dargestellt.

Tabelle 1: Schematische Darstellung von Verschleißmechanismen und entstehenden Verschleißpartikeln (überarbeitet mit Genehmigung nach [2], S. 149).

Verschleißmechanismus	Entstehungsprozess	Verschleißpartikel
Tribochemische Reaktion (z. B. Tribooxidation)		pulverförmig bzw. amorph
Abrasion		spiral- bzw. spanförmig
Oberflächenzerrüttung (Delamination)		 schuppen- bzw. lamellenförmig
Oberflächenzerrüttung (Ermüdung)		splitterförmig
Adhäsion		schuppenartige Verschleißpartikel oder Materialübertrag

Zeitlicher Verlauf von Verschleiß

Der zeitliche Verlauf des Verschleißes von Stahl-Stahl-Paarungen unter Festkörpergleitreibung wird von Czichos ([2], S. 274) in drei Phasen eingeteilt. Diesem Prozess geht manchmal eine Inkubationszeit voraus, bei der kein messbarer Verschleiß auftritt. Die erste Phase wird Einlaufverschleiß genannt und ist durch eine Glättung der Rauheitshügel gekennzeichnet, wodurch die Kollisionshäufigkeit der Rauheitshügel abnimmt und die Konformität der Ober-

flächen zunimmt [37]. Der zeitabhängige Verschleiß in der ersten Phase wird wie folgt beschrieben:

$$W(t) = c_1\sqrt{t}, \tag{24}$$

wo W eine direkte Messgröße des Verschleißes und t die Zeit ist. Die zweite Phase (steady-state-Phase) ist durch eine konstante Verschleißrate gekennzeichnet. In dieser Phase ist das Wechselspiel zwischen den drei Verschleißmechanismen beinahe im Gleichgewicht. Der Verschleiß wird durch eine lineare Funktion beschrieben:

$$W(t) = c_2 t. \tag{25}$$

In der dritten Phase findet eine inkrementelle Zunahme des Verschleißes statt. Strukturelle Veränderungen des Materialgefüges, Ermüdung und Delamination können beteiligt sein. Der zeitliche Verlauf wird durch eine exponentielle Funktion beschrieben:

$$W(t) = c_3 e^{kt}. \tag{26}$$

Die Konstanten c_1, c_2, c_3 und k hängen dabei vom gesamten Tribosystem ab.

2.4.3 Verschleiß und Luftfeuchte

Die Rolle von Wasserdampf und relativer Luftfeuchte (RH) bei ungeschmierten tribologischen Prozessen wird seit mehreren Jahrzehnten diskutiert [38]. Die physikalischen Gesetze, welche die Adsorption von Wasser an Stahloberflächen und die daraus entstehende Kapillarkraft beschreiben, sind im Abschnitt 5.2.5 bei der Diskussion der Ergebnisse erläutert. Es ist bekannt, dass der Einfluss der relativen Feuchte stark von der Chemie der Festkörperoberflächen abhängt (siehe Abschnitt 3.1.3) und sowohl den Reibungs- als auch den Verschleißkoeffizienten deutlich verändern kann. Ein umfassendes Verständnis der physikalischen und chemischen Phänomene, die die Tribologie dabei beeinflussen, wird durch die Fülle an entscheidenden Faktoren, durch zahlreiche Probleme in der Charakterisierung von tribochemischen Reaktionen und deren Produkten und durch die geringe Reproduzierbarkeit experimenteller Ergebnisse erschwert.

Archard und Hirst [30] klassifizierten 1956 ihre experimentellen Ergebnisse mit Metallen in milden und schweren Verschleiß, die sich im Verschleißkoeffizienten k um zwei Größenordnungen unterscheiden. Diese Unterscheidung wurde durch einen Abbau von schützenden Schichten erklärt, der von mildem Verschleiß mit glatten Oberflächen und feinen Verschleißpartikeln zu schwerem Verschleiß mit rauen Oberflächen und großen metallischen Verschleißpartikeln führt.

Mehrere andere Forscher [39–41] klassifizierten den Verschleiß für verschiedene Stahlsorten ebenfalls in diese beiden Regime und schlugen genaue Grenzen der Verschleißkoeffizienten, z. B. $20 \cdot 10^6$ mm³/Nm, für den Übergang zwischen diesen Regimen vor [40–41]. Die meisten Autoren berichteten von ca. zwei Größenordnungen niedrigeren Verschleißkoeffizienten bei hoher Feuchtigkeit im Vergleich zu niedrigeren Feuchtigkeitsniveaus. Vor allem der Adhäsionsverschleiß trägt zu schwerem Verschleiß bei. In Abwesenheit von Luftsauerstoff wurde von Endo und Goto [42] kein signifikanter Einfluss der Feuchtigkeit auf den Verschleiß von Baustahl beobachtet.

Dies stimmt auch mit den Beobachtungen von de Baets et al. [43] überein, die zeigten, dass die Oxidationsrate auf einer verschlissenen Stahloberfläche bei erhöhter Luftfeuchtigkeit reduziert wird. Stattdessen finden andere Arten von Oxidationsreaktionen statt und bilden Schichten aus Eisenhydroxid und Eisenoxid-Hydraten (Abschnitt 3.1.3). Diese Schichten werden auch in anderen Werken als verantwortlich für die reduzierte Verschleißrate bei hoher Feuchtigkeit angesehen [44–45].

Goto et al. schlugen 1985 vor, dass die physisorbierten Wassermoleküle einen direkten Kontakt zwischen den Oberflächen verhindern [45].

Klaffke [46] untersuchte das Reibungs- und Verschleißverhalten von 100Cr6-Kugeln auf 100Cr6-Ebenen in ungeschmierten oszillierenden Gleitreibungsversuchen in verschiedenen relativen Feuchtigkeitsbereichen und bei Temperaturen zwischen 18 und 28 °C. Er fand keinen signifikanten Einfluss der Temperatur sowohl auf die Reibung als auch auf den Verschleiß. Für die relative Luftfeuchtigkeit fand er einen starken Einfluss auf den Verschleißkoeffizienten k. Im Bereich zwischen 0 und ca. 20 % r. H. erfolgt ein steiler Abfall von k von $180 \cdot 10^{-6}$ bis $40 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm, gefolgt von einem annähernd konstanten k bis ca. 60 % r. H. Eine weitere moderate Abnahme von k bis $25 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm wurde für den Bereich bis 100 % r. H. festgestellt. Eine Zwischenschicht aus Verschleißpartikeln, die durch adsorbierte Wassermoleküle anhaften, wurde als Grund für den abnehmenden Verschleiß zwischen 0 % und ca. 20 % r. H. vorgeschlagen. Außerdem behauptete Klaffke, dass das Verschleißvolumen der Kugel für relative Luftfeuchtigkeit zwischen 35 % und 60 % r. H. viermal so groß sei wie das der Ebene.

Liew [47] untersuchte den Verschleiß von UIC860A-Schienenstahl und Aluminium gegen sich selbst in Kugel-Ebene-Konfiguration unter kontinuierlicher Gleitbeanspruchung bei 28 und 80 % r. H. Er stellte Adhäsionsverschleiß in beiden Verschleißregimen fest – in geringem Maß bei hoher Feuchtigkeit und in großem Maß bei niedriger Feuchtigkeit. Das Verhältnis der Verschleißkoeffizienten für Stahl lag bei etwa 1,5 Größenordnungen ($240 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm bei 28 % r. H. im Vergleich zu $5{,}4 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm bei 80 % r. H.). Bei Aluminium betrug der Rückgang des Verschleißkoeffizienten eine halbe Größenordnung. Aufgrund der geringen vorherrschenden Reibungskräfte bei hohen RH-Werten vermutete Liew das Vorhandensein eines Schmierfilms aus Wassermolekülen bei 80 % r. H.

3 Materialien und Probenpräparation

3.1 100Cr6-Stahl

100Cr6 (AISI 52100, 1.3505) ist ein niedrig legierter Chromstahl und als Wälzlagerstahl ein tribologisch ausgiebig untersuchtes Material [46, 48]. Aufgrund seiner kostengünstigen Herstellung und Bearbeitung und seiner ausgezeichneten Verschleißbeständigkeit und Härte von bis zu 64 HRC (Rockwell-Härte C), was nach DIN EN ISO 18265 ca. 848 HV (Vickers-Härte) entspricht, findet 100Cr6 in tribologisch beanspruchten Bauteilen weit verbreitet Anwendung, wie z. B. in Wälzlagerteilen wie Schalen, Kugeln, Zylindern, Kegeln und Nadeln sowie Nocken, Ventilen, Bolzen von Steuerketten, Nutmuttern und Spindeln.

100Cr6 kann in martensitischer, bainitischer, perlitischer und austenitischer Morphologie vorkommen. Alle 100Cr6-Probekörper, die in dieser Arbeit verwendet wurden, sind aus dem Grundmaterial nach DIN EN ISO 683-17 hergestellt und weisen eine martensitische Morphologie auf. Es wurden gehärtete und polierte Kugellagerkugeln nach DIN 5401 der Firmen Optimol Instruments (München, Deutschland) (R = 5 mm) und Sturm Präzision (Oberndorf-Hochmössingen, Deutschland) (R = 2 mm) verwendet. Erstere weisen laut Hersteller eine Härte von 61,6 ±1 HRC und eine mittlere Rauheit R_a = 0,025 ±0,005 µm auf. Abbildung 3-1 zeigt eine Konfokalmikroskop-Aufnahme einer solchen Kugeloberfläche.

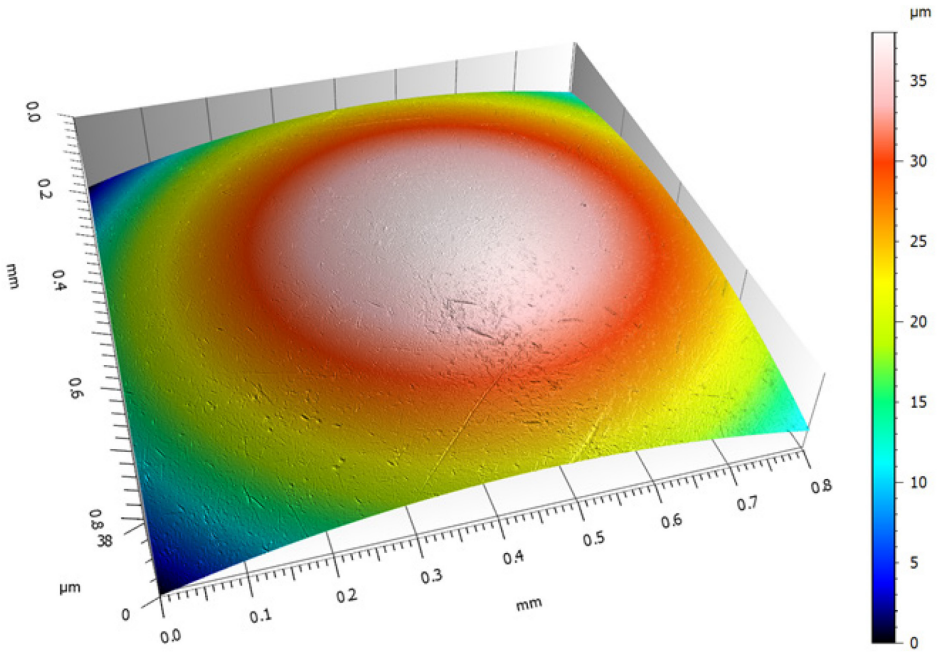


Abb. 3-1: Aufnahme einer Kugel mit R = 5 mm mit einem Konfokalmikroskop (Nanofocus, 20-fach Objektiv).

Ein daraus entnommenes Höhenprofil (Abb. 3-2) weist einen Mittenrauwert R_a = 0,013 µm und eine gemittelte Rautiefe R_z = 0,178 µm auf.

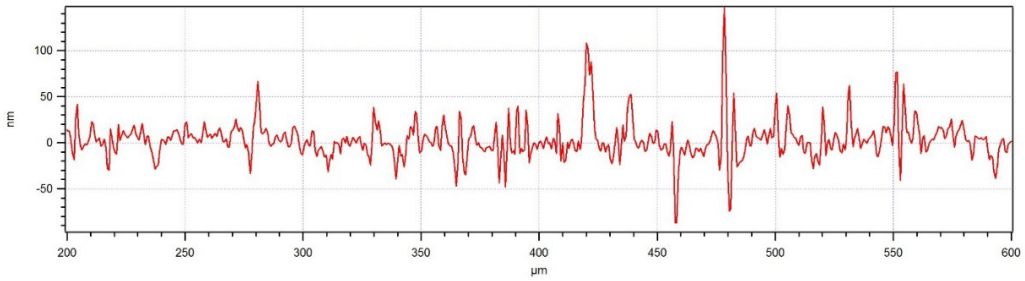


Abb. 3-2: Höhenprofil einer 100Cr6-Kugel mit R = 5 mm nach Abziehen der Kugelform.

Eine AFM-Aufnahme im Kontaktmodus wird in Abb. 3-3 gezeigt.

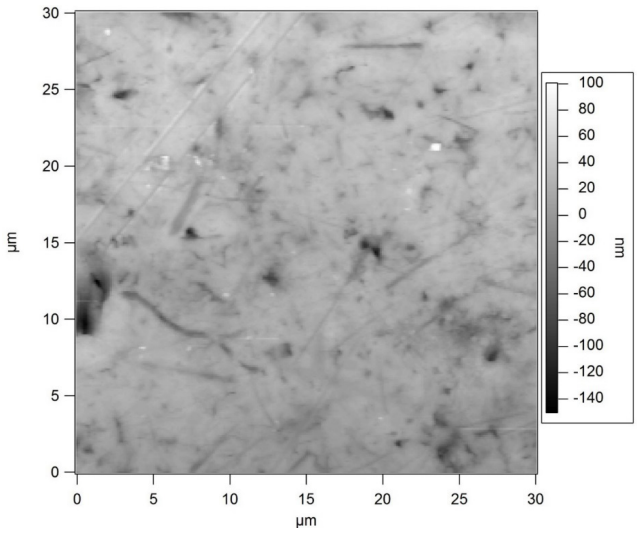


Abb. 3-3: AFM-Kontakt-Aufnahme einer 100Cr6-Kugeloberfläche mit R = 5 mm.

Die Kugeln mit einem Radius von 2 mm haben laut Hersteller eine Härte von 60–66 HRC und eine mittlere Rauheit von R_a = 0,15 µm. Diese höhere Rauheit ist auch offensichtlich in der Topografie, die mit dem Konfokalmikroskop aufgenommen wurde (Abb. 3-4).

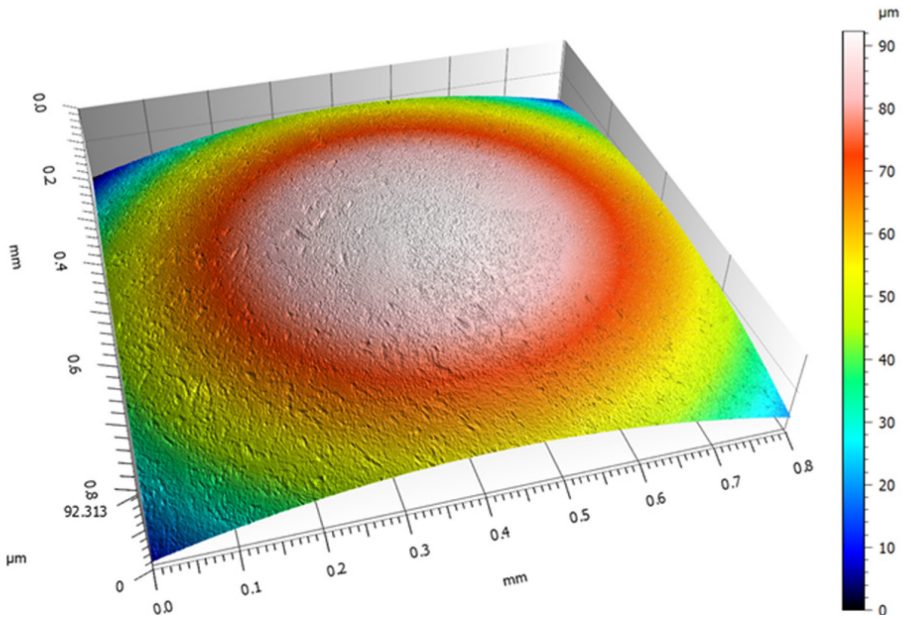


Abb. 3-4: Aufnahme einer 100Cr6-Kugel mit R = 2 mm mit einem Konfokalmikroskop (Nanofocus, 20-fach Objektiv).

Aus dieser Aufnahme wurde ein Höhenprofil (Abb. 3-5) entnommen, an dem die Rauheitskennwerte R_a = 0,14 µm und R_z = 1,42 µm ermittelt wurden.

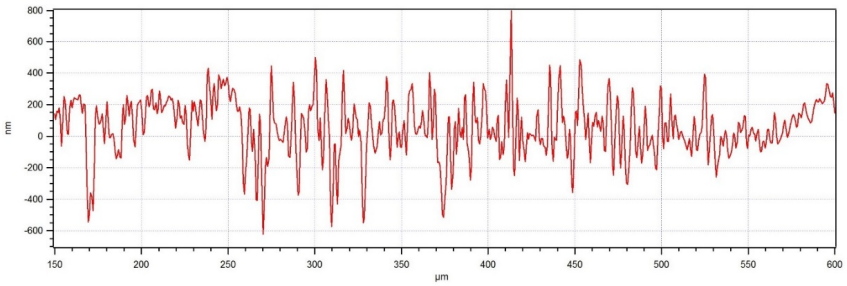


Abb. 3-5: Höhenprofil einer Kugel aus 100Cr6 mit R = 2 mm nach Abziehen der Kugelform.

Eine AFM-Kontakt-Aufnahme ist in Abb. 3-6 dargestellt.

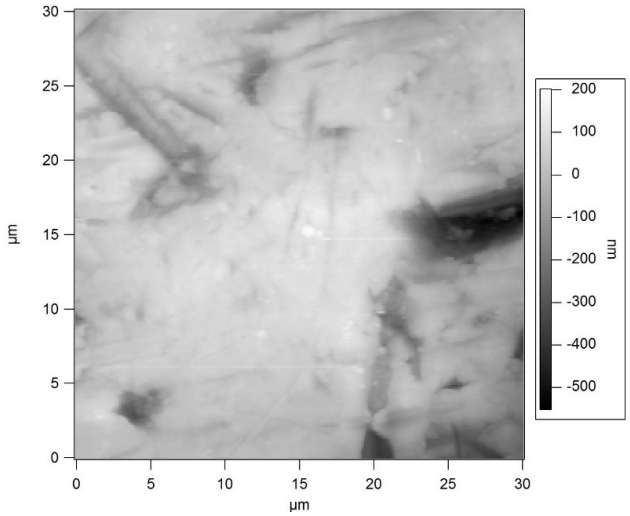


Abb. 3-6: AFM-Kontakt-Aufnahme einer 100Cr6-Kugeloberfläche mit R = 2 mm.

In Abb. 3-7 sind die mit einem Rasterelektronenmikroskop (REM) aufgenommenen Gefügestrukturen der verschiedenen Kugeln abgebildet. Dafür wurde ein ZEISS Gemini Supra 40 verwendet, das mit einem Energiedispersiven Röntgenspektrometer (EDX) Thermo Pathfinder bzw. Bruker Quantax 400 ausgestattet ist, womit Konzentrationen von Atomsorten in oberflächennahen Bereichen analysiert werden können. Die Bilder zeigen eine martensitische Morphologie mit karbidischen Einschlüssen.

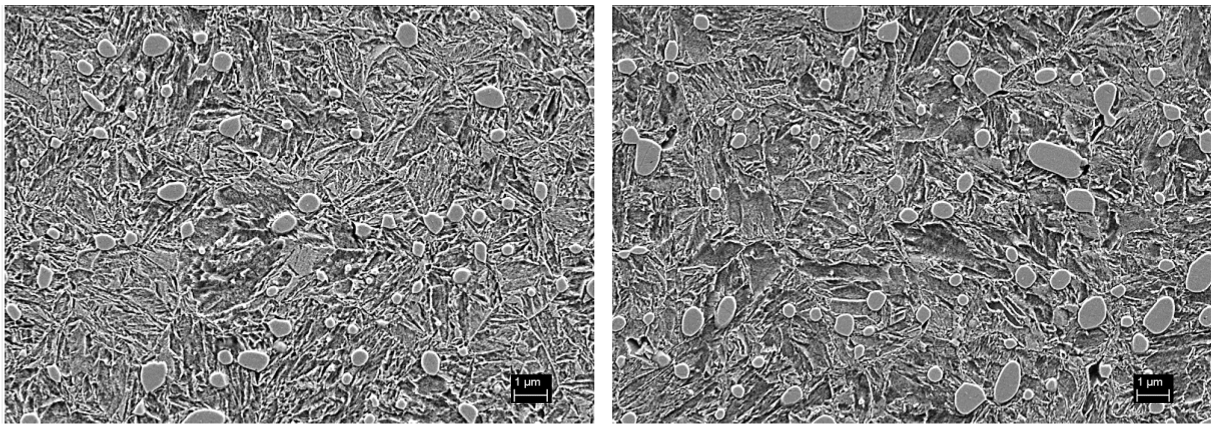


Abb. 3-7: REM-Aufnahmen (ZEISS Gemini Supra 40) der Querschliffe von 100Cr6-Kugeln mit Radius 5 mm (links) und 2 mm (rechts). Die Proben wurden mit 1 µm Diamant poliert und anschließend mit Nital geätzt. Die Abbildung zeigt ein martensitisches Gefüge mit karbidischen Einschlüssen.

Als Gegenkörper wurden gehärtete 100Cr6-Scheiben (Durchmesser 24 mm ±0,5 mm, Höhe 7,8 mm ±0,1 mm) verwendet, welche als Standardprobekörper von der Firma Optimol vertrieben werden. Diese 100Cr6-Proben sind im Vakuum-Lichtbogen umgeschmolzen (VAR, engl.: Vacuum Arc Remelting) und geglüht auf kugeligen Zementit (GKZ, engl.: spherodized annealed). Der Zementit löst sich während der Wärmebehandlung auf und es bleiben hauptsächlich Chromkarbide erhalten, da diese eine höhere Bindungsenergie aufweisen. Die Menge, Größe und Verteilung der hauptsächlich karbidischen Einschlüsse wurde von Optimol durch die Testmethode E45/Spezifikation A295/A295M (ASTM-Standard), Methode D, Typ A untersucht. Wiederholte Anfragen an die Firma Optimol hinsichtlich der Ergebnisse dieser Untersuchung blieben leider erfolglos. Nach der Wärmebehandlung stellt sich ein martensitisches Gefüge ein, wie in Abb. 3-8 dargestellt, und der Werkstoff erreicht laut Hersteller eine Härte von 62 ±2 HRC.

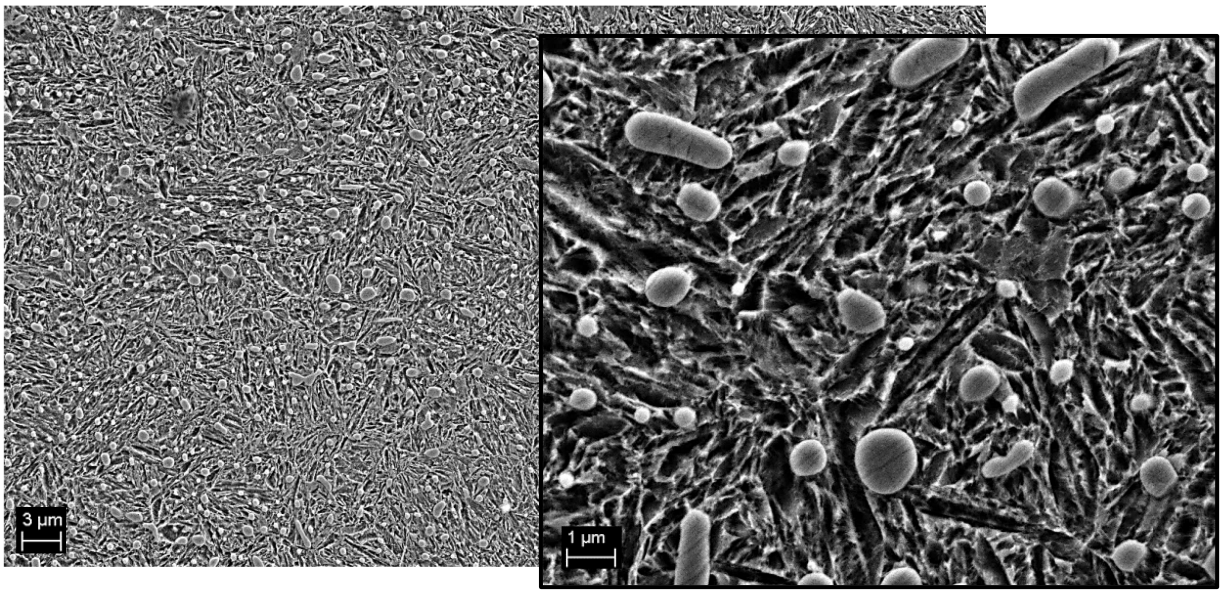


Abb. 3-8: REM-Aufnahmen (ZEISS Gemini Supra 40) eines Querschliffs einer 100Cr6-Scheibe in zwei unterschiedlichen Vergrößerungen. Die Probe wurde mit 1 µm Diamant poliert und anschließend mit Nital geätzt. Die Abbildung zeigt ein martensitisches Gefüge mit karbidischen Einschlüssen.

In Abb. 3-9 sind EDX-Analysen der Oberfläche einer 100Cr6-Scheibe dargestellt, an denen man sieht, dass es sich bei den Karbiden hauptsächlich um Chromkarbide handelt, in denen kaum Eisenatome vorhanden sind.

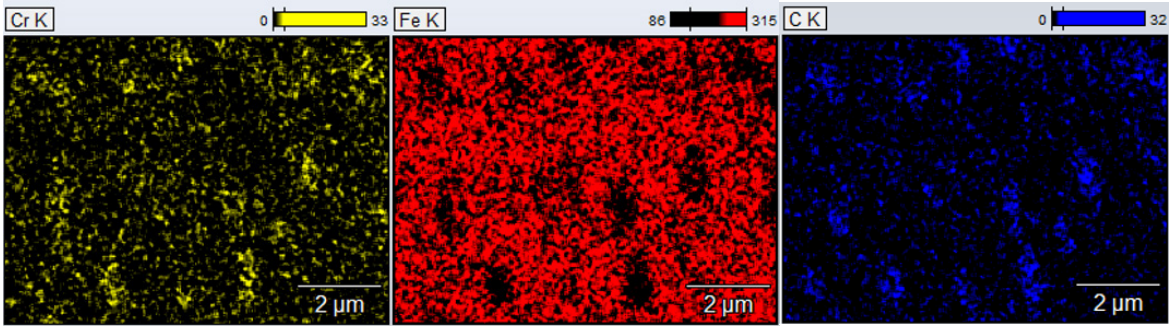


Abb. 3-9: REM-EDX-Aufnahmen einer polierten 100Cr6-Scheibe. Chromverteilung (links), Eisenverteilung (mittig) und Kohlenstoffverteilung (rechts).

Die Oberflächen der Proben wurden beidseitig geläppt und sind frei von Läppmittelrückständen. Abbildung 3-10 zeigt die Oberfläche einer Scheibe gemessen mit einem Konfokalmikroskop.

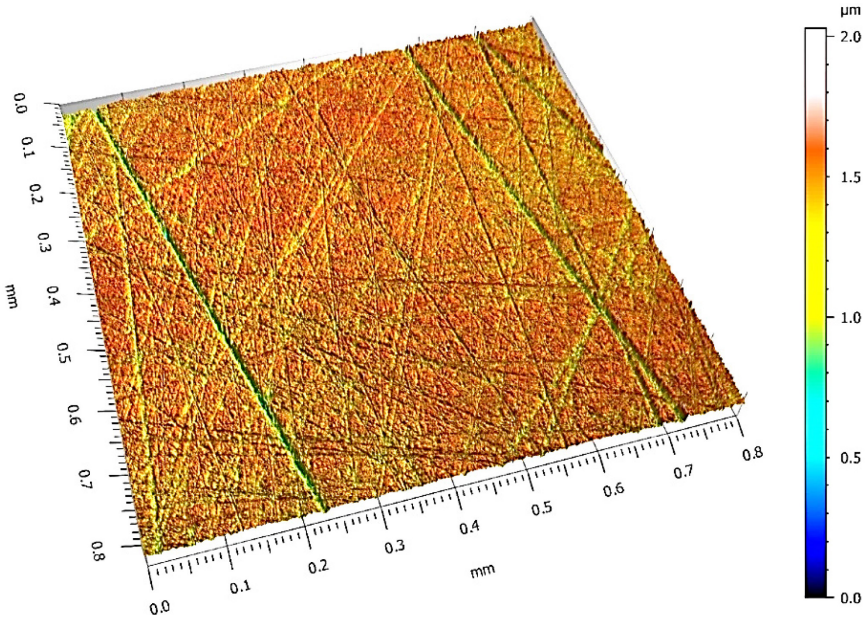


Abb. 3-10: Aufnahme der Oberfläche einer Scheibe aus 100Cr6 mit einem Konfokalmikroskop (Nanofocus, 20-fach Objektiv).

Aus Abb. 3-11 kann das Höhenprofil entnommen werden. Die gemessenen Rauheitskennwerte sind R_a = 0,047 ±0,003 µm und R_z = 0,58 ±0,02 µm. Eine Aufnahme mittels AFM im Kontaktmodus ist in Abb. 3-12 dargestellt.

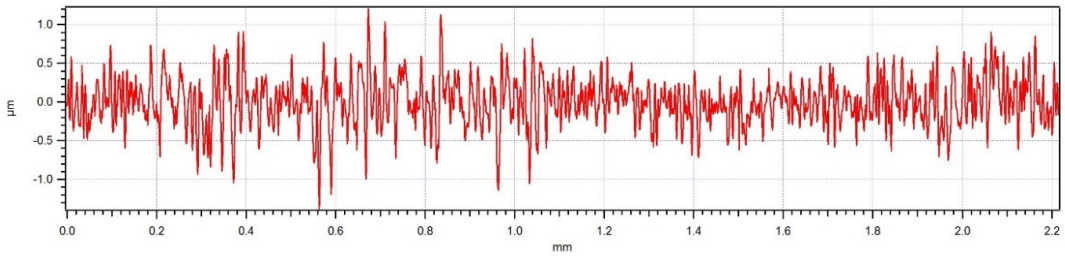


Abb. 3-11: Höhenprofil einer 100Cr6-Scheibe.

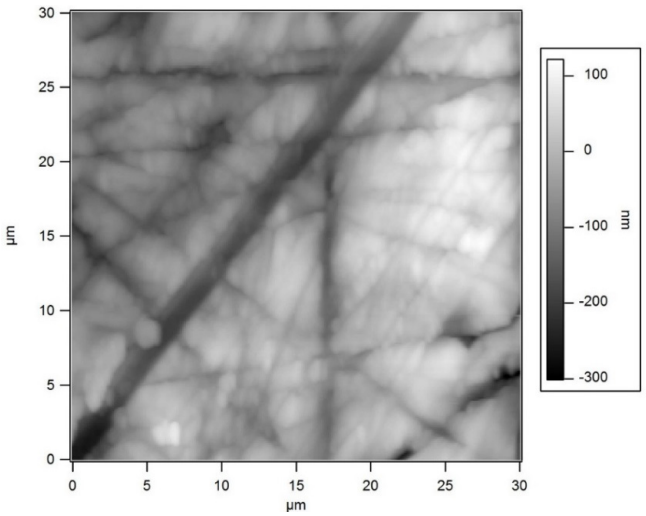


Abb. 3-12: AFM-Kontakt-Aufnahme der Oberfläche einer Scheibe aus 100Cr6.

3.1.1 Zusammensetzung und Gefüge

Die Zusammensetzung von 100Cr6 ist wie in Tabelle 2 in der DIN EN ISO 683-17 festgelegt:

Tabelle 2: Zulässige Werte der Bestandteile von 100Cr6 in Masse-Prozent nach DIN EN ISO 683-17.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	O	Cu	Al
0,95–1,05	0,15–0,35	0,25–0,45	< 0,025	< 0,015	1,35–1,60	< 0,1	< 0,0015	< 0,3	< 0,05

Das Gefüge besteht aus nadeligem Martensit mit globularen Chromkarbiden, wie in Abb. 3-8 zu sehen. Der Restaustenitgehalt der Kugeln ist unbekannt. Bei den 100Cr6-Scheiben liegt er bei ca. 2–4 %. Dies wurde 2006 an der BAM mittels röntgenografischer Messung bestimmt (unveröffentlichte Ergebnisse). Restaustenit in Stahl ist eine unerwünschte Phase, denn sie ist wenig stabil und kann sich bei Temperaturerhöhung in Ferrit und Zementit umwandeln, was die Härte reduziert.

Ausgehend vom weichgeglühten Zustand, in der hauptsächlich die kohlenstoffarme perlitische fein verteilte Phase und einige kugelförmige Metallkarbide vorliegen, wird der Stahl auf die Austenitisierungstemperatur aufgeheizt (820–870 °C). Ein wesentlicher Teil des in den Karbiden gebundenen Kohlenstoffs kann je nach Dauer des Glühens in die entstehende kubisch-flächenzentrierte (kfz) Austenitphase diffundieren. Durch schnelles Abkühlen oder Abschrecken unterhalb der Martensitstarttemperatur (ca. 180 °C bei 1 % C-Gehalt) bildet sich die nadelförmige kohlenstoffreiche Martensitphase. Dabei muss auch die kritische Abkühlgeschwindigkeit überschritten werden, da sonst eine Diffusion des Kohlenstoffes eine lokale Zementit- und Ferritbildung verursacht, was der Ausbildung eines perlitischen oder bainitischen Gefüges entspricht. Der Restaustenitgehalt im Martensit hängt von der Abkühltemperatur ab. Das Minimum wird bei der sogenannten Martensitfinishtemperatur erreicht, die für Stahl mit einem C-Gehalt von 1 % bei ca. −100 °C liegt (sowohl Martensitstart- als auch Martensitfinishtemperatur hängen insbesondere vom Kohlenstoff- und Legierungsgehalt ab). Martensit ist ein metastabiles Gefüge mit einer kubisch-raumzentrierten (krz) Elementarzelle. Martensit weist eine geringere Dichte als Ferrit auf und eine hohe Härte aufgrund der hohen Versetzungsdichte. Der Kohlenstoff im Martensit ist zwangsgelöst, denn der Kohlenstoffgehalt liegt oberhalb der Sättigungsgrenze. Die C-Atome liegen auf Zwischengitterplätzen und verzerren die Elementarzelle tetragonal. Dies ist die Ursache für den hohen Gleitwiderstand für Versetzungen. Da auch die Sprödheit des Werkstoffs ein kritisches Maß erreicht, folgt ein Anlassprozess, welcher die Risszähigkeit erhöht. Dabei reduziert sich die Härte geringfügig [37, 49].

3.1.2 Mechanische Eigenschaften

Die physikalischen und technischen Eigenschaften von 100Cr6 beziehen sich auf das Bulk-Material und sind in Tabelle 3 aufgeführt.

Tabelle 3: Physikalische und technische Eigenschaften von 100Cr6 aus Ref. [50] und aus einigen Datenblättern von Herstellern. Der Wert der Dehngrenze hängt von der Anlasstemperatur ab.

Eigenschaft	Symbol	Wert	Einheit	Anmerkung
Dichte	ρ	7,8	[g/cm^3]	für RT
Schmelztemperatur	T_S	1424	[°C]	-
Elastizitätsmodul	E	190–210	[GPa]	für RT
Poissonzahl	ν_p	0,3	-	für RT
Schermodul	G	80	[GPa]	für RT
Bulk-Modul	K	140–160	[GPa]	für RT
0,2 %-Dehngrenze	$R_{p0,2}$	1,5–2,3	[GPa]	bei 210 °C Anlasstemperatur
spezifische Wärmekapazität	c	464	[J/(kg·K)]	für RT
linearer Wärmeausdehnungskoeffizient	α_w	11,9–12,3	[10^{-6}/K]	(ΔT = 0–100 °C)
spezifische Wärmeleitfähigkeit	λ	42,4–46,6	[W/(m·K)]	für RT

Die Härte wurde an einigen SRV-Scheiben nach DIN EN ISO 6507-1 gemessen. Dafür wurden Querschliffe präpariert und Messungen sowohl parallel zur Oberfläche als auch senkrecht dazu durchgeführt. Abbildung 3-13 zeigt eine Messung auf einem Querschliff senkrecht zur Oberfläche. Ab einem Abstand von ≅ 200 µm von der Oberfläche ist die Härte nahezu konstant mit einem Mittelwert von 760 ±13 HV 0,1. Die Härten älterer Proben zeigen auf dem Querschliff ähnliche Werte (756–778 ±5–20 HV 0,2). An anderen Proben wurden niedrigere Mittelwerte gemessen (z. B. 700 ±16 HV 0,025 und 710 ±25 HV 0,1). Auf der Oberfläche ergab eine Messung 850 ±15 HV 0,1. Es ist nicht klar, ob die Variation der Härte schlicht die statistische Variation ist oder von der Probenpräparation abhängt.

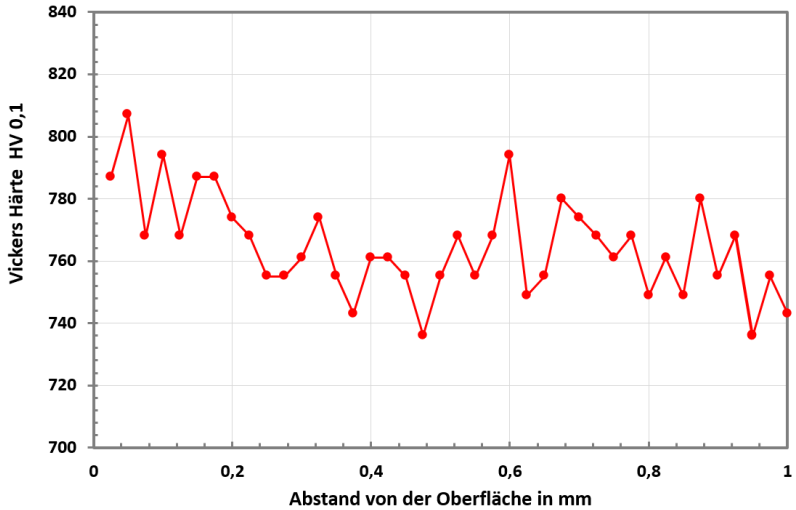


Abb. 3-13: Tiefenprofil der Vickers-Härte gemessen an einem Querschliff einer 100Cr6-Scheibe.

Um Rockwell- und Vickers-Härte zu vergleichen, werden Umwertungstabellen nach DIN EN ISO 18265 herangezogen, obwohl diese für unlegierte und niedriglegierte Stähle gültig sind und bei hochlegierten oder kaltverfestigten Stählen hohe Abweichungen zu erwarten sind.

Dabei entspricht eine Härte von 740 HV (760 HV) einer Härte von 61,8 HRC (62,5 HRC). Somit stimmen die gemessenen Werte mit den Herstellerangaben überein.

Die Kugeln weisen, an Querschliffen gemessen, höhere Härtewerte auf (Abb. 3-14) als die Ebenen. Außerdem ist ein Anstieg in der Härte zum Rand hin deutlich erkennbar. Beim Ausschließen der Randpunkte ist der Mittelwert der Härte 866 ±11 HV 0,1 (umgewertet 66 HRC) für die Kugel mit $R = 2$ mm und 811 ±18 HV 0,1 (umgewertet 65 HRC) für die Kugel mit $R = 5$ mm. Ältere Messungen ergeben für Kugeln mit $R = 5$ mm einen Mittelwert von 826 ±20 HV 0,2 bzw. HV 0,1.

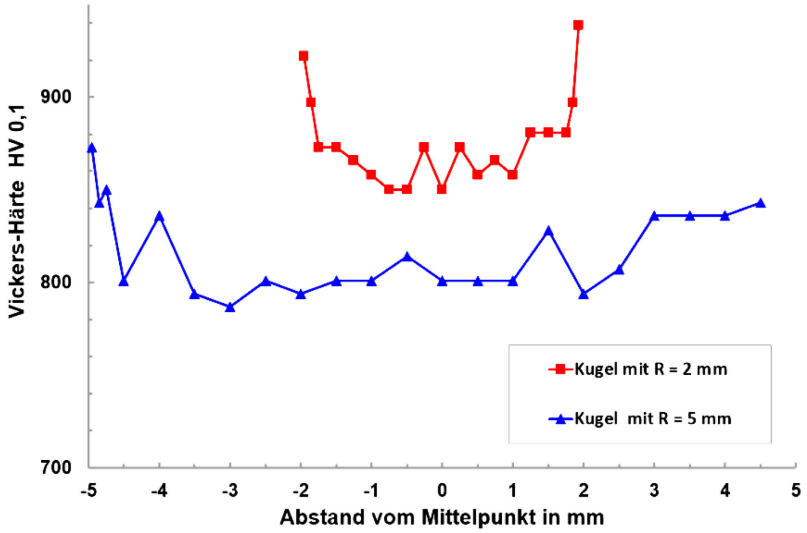


Abb. 3-14: Verläufe der Vickers-Härte auf Querschliffen von 100Cr6-Kugeln mit den Radien 2 mm (rot) und 5 mm (blau).

Der Anstieg der Härte am Rand liegt an der mechanischen Verfestigung infolge der Beanspruchung beim Bearbeitungsprozess in Kugelmühlen (bis 68 HRC bei Kugeln mit $R = 2$ mm). Diese Ergebnisse stimmen mit den Angaben des Herstellers (60–66 HRC) überein.

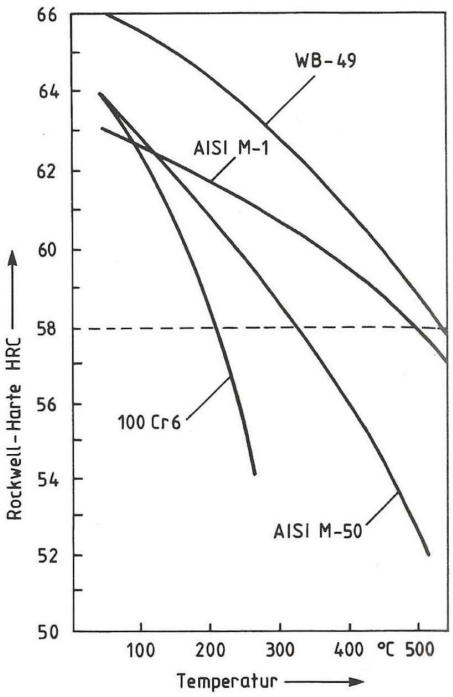


Abb. 3-15: Temperaturabhängigkeit der Härte von Wälzlagerstählen. Reproduziert mit Genehmigung aus Ref. [2], S. 308.

Es ist wichtig zu erinnern, dass die angegebenen Werte der physikalischen Eigenschaften nur für tribologisch unbeanspruchte Proben gelten, denn Reibwärme und mechanische Belastung können das Gefüge und damit die Eigenschaften lokal ändern. Der Einfluss der Temperatur auf die Härte von 100Cr6 ist in Abb. 3-15 dargestellt. Die Härte nimmt mit der Temperatur ab und ist ab ca. 150 °C niedriger als 62 HRC.

3.1.3 Chemische Eigenschaften

In diesem Abschnitt werden die wichtigsten Kenntnisse über die Chemie an der Oberfläche von Stählen zusammengefasst. Wie in Folgendem erläutert, sind chemische Reaktionen an der Oberfläche eng verbunden mit der Adsorption von Wasser aus der Luft. Dieses physikalische Phänomen und dessen Einfluss auf Verschleiß werden im Abschnitt 5.2.5 erläutert.

Wie schon erwähnt, hat die Chemie der Oberfläche einen entscheidenden Einfluss auf Reibung und Verschleiß [38]. Wie im Abschnitt 2.4.2 beschrieben, ist 100Cr6 bei Raumtemperatur von einer dünnen Oxidschicht bedeckt, die unter mechanischer Belastung und/oder bei Temperaturanstieg in Anwesenheit von Sauerstoff weiter wächst. Die enge Beziehung zwischen Oxidschichten und dem Verschleiß von Stählen wurde erstmals von Archard und Hirst [30] erkannt. Von Barnes et al. [51] wird bei ungeschmiertem Verschleiß einer Eisen-5%-Chrom-Legierung gezeigt, dass sich auf den Oberflächen allmählich Inseln aus schützenden Oxiden bilden. In Folge dieser Inselbildung kommt es zu einer Verringerung sowohl der Reibung als auch des Verschleißes. Die Oberflächenbedeckung durch diese Inseln ist in normal feuchter Luft größer als in trockener Luft. Die Luftfeuchte hat also durch den Einfluss von Wasser auf die Bildung von Oxidschichten auf Stahloberflächen eine große Bedeutung.

Aus tribologischer Sicht haben die Oxidschichten eine verschleißmindernde Wirkung, weil sie den adhäsiven Verschleiß reduzieren, denn sie verhindern direkten Metall-Metall-Kontakt.

Adhäsiver und abrasiver Verschleiß wechselwirken mit dem chemischen Verschleiß. Zu Beginn der tribologischen Beanspruchung kommen zwei Oberflächen in Kontakt, die mit einer dünnen Oxidschicht bedeckt sind. Aufgrund von Reibwärme und mechanischem Energieeintrag während der abrasiven Beanspruchung wachsen die Oxidschichten bis zu einer kritischen Dicke und verursachen eine Minderung des Verschleißes. Wenn die kritische Dicke erreicht wird, werden die Oxidschichten zu schwach (Abschnitt 2.4.2), um der Belastung stand zu halten, und werden u. a. durch Karbidkörner zerbrochen und abgetragen. Die dadurch entstehenden frischen, unoxidierten Metalloberflächen sind intensivem adhäsivem Verschleiß ausgesetzt, welcher auch zur Entstehung sehr reaktiver Metalloberflächen beiträgt. Dadurch entstehen erneut Oxidschichten, die zunächst sehr schnell wachsen. In der Folge beginnt erneut die zyklische, örtlich verteilte Wechselwirkung der drei genannten Verschleißmechanismen [36, 52 und 53].

Oxidschichten und oxidische Verschleißpartikel von Stahl bestehen normalerweise nicht aus einem reinen Eisenoxid-Typ, sondern aus verschiedenen Schichten bzw. einem Gemisch aus verschiedenen Typen. Diese unterscheiden sich u. a. in Härte, Korngröße, Farbe, chemischer Reaktivität und Einfluss auf Reibung und Verschleiß. Die am häufigsten natürlich auftretenden Eisenoxide sind Hämatit (α-Fe_2O_3, rot, Mohs-Härte ca. 6,5; $\cong$ 940 HV) und Magnetit (Fe_3O_4, schwarz, Mohs-Härte ca. 5,5–6,5; $\cong$ 650–940 HV) [54, 55].

Hinsichtlich der Kinematik können leider nur allgemeine Beschreibungen des Phänomens skizziert werden, denn die Theorien des Schichtwachstums, entwickelt für sorgfältig vorbereitete Oberflächen, passen nicht zu realen Oberflächen. Batchelor et al. [52] nennen sechs Haupteinflussfaktoren: der kristalline Zustand der Oxidschicht und der Metalloberfläche, das

Auftreten von Epitaxie, die mechanische Aktivierung, die Anwesenheit von Flüssigkeit auf der Oberfläche und die chemische Aktivität des Oxidationsmittels. Tao [56] stellte fest, dass die Zeit für die Bildung einer Oxidschicht viel länger ist als die Zeit für ihre Zerstörung durch Verschleiß. Allerdings wurden dabei zwei Hauptmechanismen, die bei tribologisch beanspruchten Oberflächen die Reaktionsgeschwindigkeiten von Oxiden und Hydroxiden entscheidend beeinflussen, nicht berücksichtigt:

1) Neben der entstehenden Reibungswärme wird dem mechanischen Energieeintrag in der Literatur eine Äquivalenttemperatur zugeordnet, die zu der tatsächlich herrschenden Temperatur addiert werden muss und die Reaktion favorisiert [57].
2) Die Rauigkeit ändert sich durch verschiedene Verschleißmechanismen, was wiederum die Größe der Oberfläche, die chemisch reagieren kann, verändert.

An unbeanspruchten 100Cr6-Kugeln wurde von Schöfer eine Oxidschichtdicke von ca. 4 nm anhand von AES-Tiefenprofilen abgeschätzt ([37], S. 108). Die Analyse der Konzentrationsverhältnisse ergab ein Fe-O-Verhältnis, das an der Oberfläche Fe_2O_3 und ab einer Tiefe von 1 nm Fe_3O_4 entspricht. Ein Schichtwachstum über die Dicke der natürlichen Oxidschicht von wenigen Nanometern hinaus kann durch den mechanischen Energieeintrag während der abrasiven Beanspruchung erklärt werden.

Godfrey weist in Ref. [55] auf den wichtigen Unterschied zwischen hydratisierten und nichthydratisierten Eisenoxiden hin. Eine maßgebliche Rolle für die Hydratisierung von Oxiden spielt die relative Luftfeuchtigkeit. Die am häufigsten auftretenden hydratisierten Eisenoxide sind Goethit (α-FeOOH, gelbbraun, Mohs-Härte ca. 5–5,5; ≅ 540–650 HV) und Lepidokrokit (γ-FeOOH, orange, Mohs-Härte ca. 5; ≅ 540 HV) [54].

So zeigten de Baets et al. [43] z. B., dass die Oxidationsrate auf der verschlissenen Stahloberfläche bei erhöhter Luftfeuchtigkeit reduziert wird. Stattdessen finden andere Oxidationsreaktionen statt, die Schichten aus Eisenhydroxid und Eisenoxid-Hydraten bilden.

Auch Uhlig et al. stellten fest [58], dass die Verschleißraten von Baustahl mit zunehmender Feuchtigkeit abnehmen, und dies wurde so interpretiert, dass die hydratisierten Oxide, die sich bei hoher Luftfeuchtigkeit bilden, weniger hart und weniger abrasiv sind als die nicht hydratisierten, die sich in trockener Luft bilden. Ähnliche Ergebnisse wurden für Schmiedeeisen und Baustahl von Nield und Griffin erhalten [59].

Oxidation und Hydroxidbildung sind also konkurrierende chemische Prozesse auf der Oberfläche von Stahl.

3.2 Probenpräparation

Die Proben wurden vor den Versuchen bei 30 °C 15 min im Ultraschallbad in Petroleumbenzin (Siedebereich 40–60 °C) gereinigt und anschließend mit Isopropanol und Aceton abgespült. Nach den Versuchen wurden die Proben mit Isopropanol gereinigt. In einigen Fällen wurde davor Druckluft benutzt.

Die metallografischen Querschliffe zur Untersuchung mit Lichtmikroskop und mit REM wurden durch Einbetten in Epoxidharz und anschließendes Sägen, Schleifen, Läppen und Polieren erzeugt. Für REM-Aufnahmen wurde Nital (verdünnte Salpetersäure) verwendet, um das Gefüge durch anisotropes Ätzen sichtbar zu machen.

4 Testgeräte und Methoden

4.1 Tribometer

4.1.1 SRV 3

Das Tribometer SRV 3 (Abb. 4-1) von der Firma Optimol findet weltweit Anwendung beim Testen von Schmierstoffen. Eine Reihe von ASTM- und DIN-Standards zur tribologischen Charakterisierung von Fetten und Ölen beruhen auf Tests mit diesem Gerät.

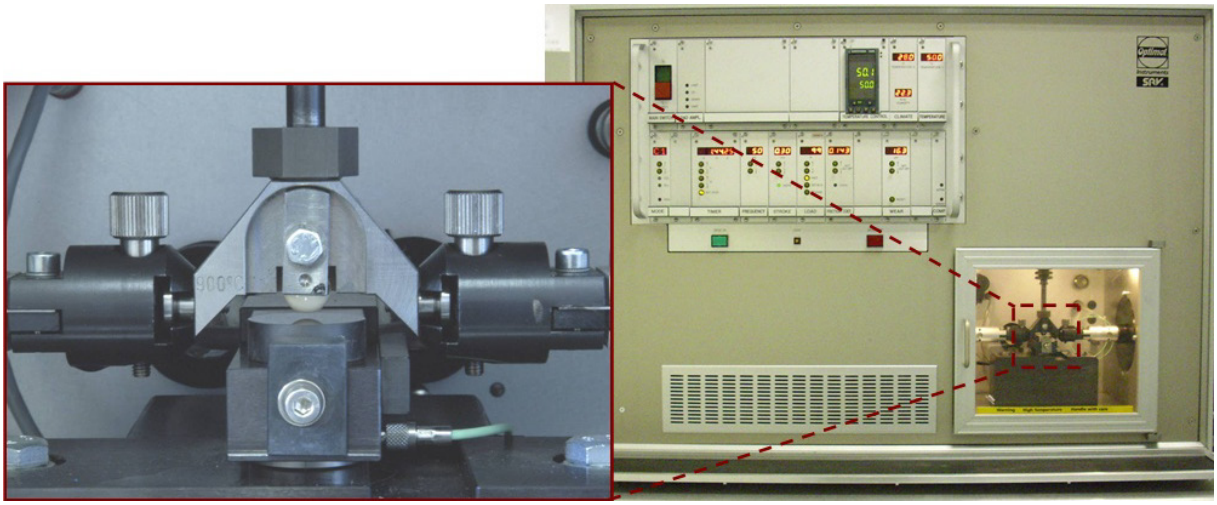


Abb. 4-1: SRV 3 Gesamtansicht (rechts) und Detailausschnitt (links) der eingespannten Probekörper in der Prüfkammer.

SRV steht für Schwingung, Reibung und Verschleiß. Normalkräfte von maximal 2000 N bei Schwingfrequenzen bis 511 Hz können erreicht werden. Eine Prüfkammer isoliert die zu testenden Probekörper von Antriebsmotoren, von den meisten Sensorelementen und von der Elektronik. Bei tribologischer Beanspruchung wird der obere, horizontal oszillierende Probekörper (Körper 1) über eine motorisch vorgespannte Feder mit definierter Normalkraft F_N gegen den stationären Probekörper (Körper 2) gedrückt. Die Schwingfrequenz der Probe 1 kann im Bereich 1–511 Hz in Schritten von 1 Hz variiert werden. Der stroke weist einen einstellbaren Bereich von 0,1–3,5 mm auf mit einem minimalen Schritt von 0,1 mm und die Normalkraft ist von 0,1 bis 200 N bzw. von 1 bis 2000 N mit einer Auflösung von 0,1 N bzw. 1 N einstellbar. Die Zyklenzahl ist durch den Arbeitsspeicher des Messrechners und die eingestellte Abtastrate begrenzt. 1 Hz wurde in den hier vorgestellten Experimenten als Abtastrate verwendet. Die Reibkraft wird an der unteren Probe durch einen Kistler-Piezo-Kraftsensor (O in Abb. 4-2) gemessen. Die Reibzahl f wird im SRV 3 aus den peak-to-peak-Werten berechnet (siehe 4.2.1).

Temperatur und Luftfeuchtigkeit werden bei diesem Tribometer durch den Sensor HUMITTER 50U (Vaisala, Helsinki, Finnland) gemessen, mit Messbereichen von 0 bis 100 % r. H. bzw. von −10 bis 60 °C, einer Auflösung von 0,1 % bzw. 0,1 K (PT 1000-Sensor) und einer Genauigkeit von ±3 bis ±5 % im Bereich von 10 bis 90 % r. H.

Beim SRV 3 wurde die relative Feuchte nicht absichtlich variiert. Niedrigere RH-Werte sind eine Folge der unterschiedlichen klimatischen Bedingungen des Raumes und des Belüftungssystems der Antriebsmotoren, die die x-Achse antreiben. Dieser Luftstrom der Motorenkühlung tritt in die Kammer ein und trifft auch auf den RH- und den Temperatursensor. Es wird angenommen, dass die relative Feuchte neben dem Kontakt etwas höher ist als am Sensor, aber es war nicht möglich, sie dort zu messen. Die relative Feuchte im SRV 3 ändert sich während eines Versuchs fast immer wegen des oben beschriebenen Einflusses des Luftstroms. Insbesondere bei höherer Leistungsaufnahme steigt die Temperatur der Kammer an und die relative Feuchte sinkt deutlich. Die im Abschnitt 5.2 angegebenen RH-Werte für das SRV 3 sind daher gemittelte Werte. Die Temperatur lag meist bei 23 °C, in einigen Fällen variierte sie zwischen 17 °C und 29 °C.

Da Normalkraftregelung und -messung in Tribometern wesentliche Funktionen sind und insbesondere bei diesem Gerät im unteren Grenzbereich von Messgenauigkeit und Toleranz gearbeitet wurde, wird im Folgenden genauer auf die Einstellung und Ermittlung dieser Größe eingegangen.

4.1.1.1 Normalkraftregelung und -messung

Wie in Abb. 4-2 schematisch gezeigt, wird die Normalkraft von oben auf den Körper 1 (I) aufgebracht. Ein Servomotor spannt über ein Schraubgetriebe (A) eine Feder (B). Diese wirkt über einen Kraftsensor (D) und eine Stange auf den oberen Probenhalter (H). Ein Kugelgelenk (E), 140 mm entfernt vom Reibkontakt (N), ermöglicht eine Auslenkung der Probe 1 in x-Richtung. Es können je nach aufzubringender Kraft zwei verschiedene Federn für die Messbereiche bis 200 N bzw. 2000 N eingesetzt werden. Die Messgenauigkeit ist mit ±1 % des Anzeigewerts angegeben. Eine Regelung hält die gemessene Normalkraft auf dem eingestellten Wert mit einer Änderungsrate von 3–5 N/s und mit einer Verzögerung von einigen hundert Millisekunden. Die Regelgeschwindigkeit ist demnach geeignet, um Änderungen der Normalkraft durch linearen Verschleiß auszugleichen, jedoch zu langsam, um periodische Schwankungen zu kompensieren, die bei Betrieb im Reibkontakt auftreten können.

Bei den Kräften, die die Normalkraftmessung beeinflussen, wird zwischen statischen und dynamischen Kraftanteilen unterschieden. Die statischen Einflüsse auf die Normalkraftmessung entstehen bei der Auslenkung in z-Richtung der Blattfederführungen (F in Abb. 4-2) und durch Reibung in den Kugelführungen (C). Damit die erste Größe gegen Null geht, muss also die Auslenkung der z-Achse bei Reibkontaktschließung so eingestellt sein, dass die Blattfedern entlastet sind. Gleichzeitig muss die Geometrie der Probenhalter (H und K) und der Proben (I und J) so geschaffen sein, dass der Reibkontakt (N) in vertikaler Richtung auf Höhe der Mittelachse des x-Antriebs liegt. Dadurch verschwinden die Momente und die daraus resultierenden Kräfte in z-Richtung.

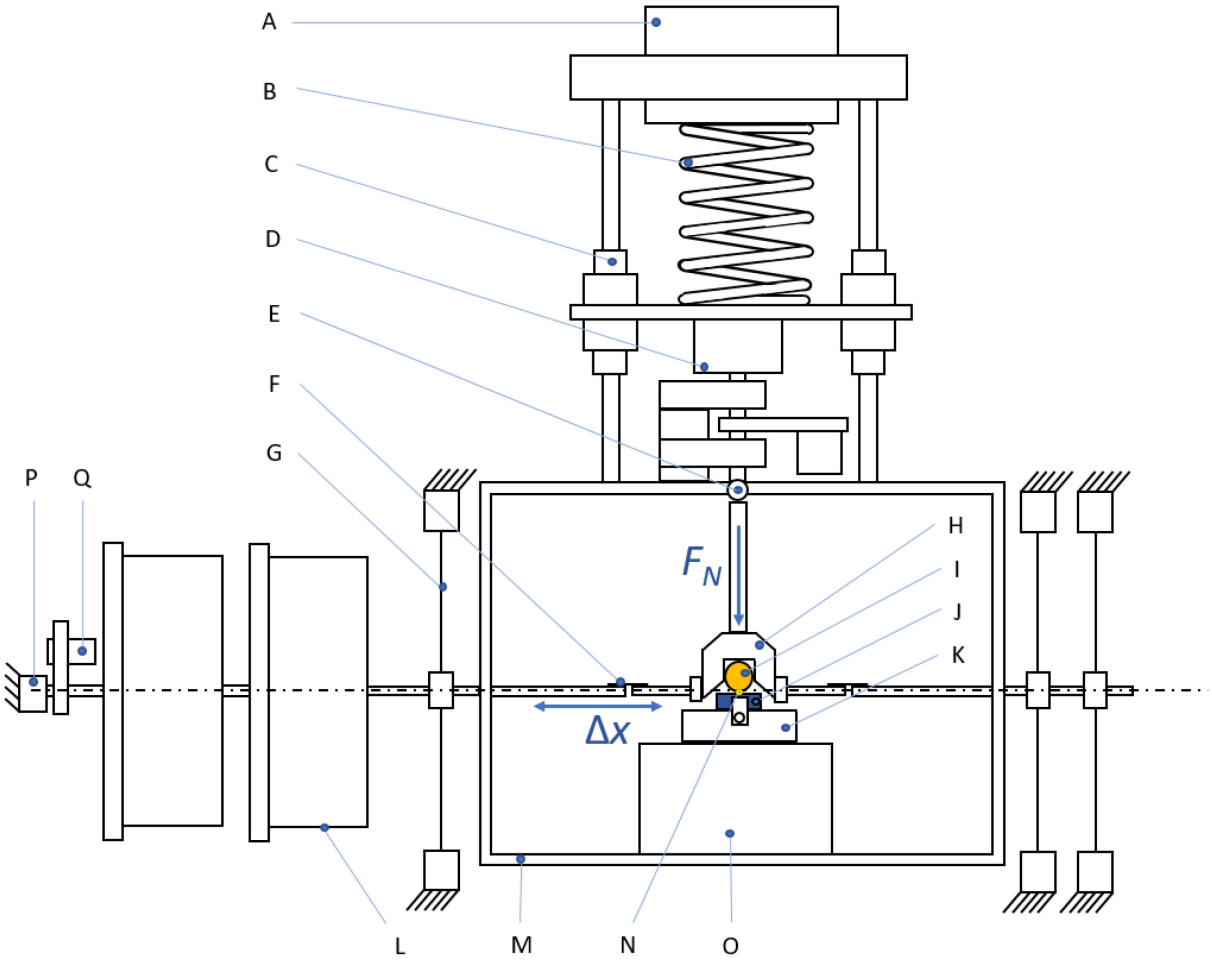


Abb. 4-2: Antriebe des SRV 3 mit Sensoren und Verbindungselementen. A: Servomotor mit Schraubgetriebe, B: Normalkraftfeder, C: Linearkugelführungen, D: Normalkraftsensor, E: Kugelgelenk, F: Blattfederführungen, G: Membranfederführungen, H: Probenhalter für Probe 1, I: Probe 1 (Kugel), J: Probe 2 (Scheibe), K: Probenhalter für Probe 2, L: elektromagnetischer Linearmotor, M: Prüfkammer, N: Reibkontakt, O: Reibkraftsensor, P: Gummipuffer, Q: induktiver Wegsensor für die Messung des stroke.

Sind diese Randbedingungen erfüllt, stimmt die Normalkraftmessung zu Beginn eines Versuchs. Jedoch entstehen und nehmen Kräfte in den Blattfedern mit zunehmendem linearem Verschleiß im Reibkontakt zu, da es eine Nachführung des Körpers 1 in z-Richtung gibt. Die tatsächliche Kraft im Tribokontakt ist demnach zunehmend kleiner als die vom Normalkraftsensor gemessene Kraft. Ein Korrekturfaktor in der Kraftregelung durch Berücksichtigung der Wirkung des Linearverschleißes auf die Blattfederauslenkung ist nicht implementiert. Auch eine Nullpunktverschiebung bzw. -tarierung des Normalkraftsignals vor dem Beginn eines Versuches ist nicht vorhanden. Vielmehr geht der Hersteller von einer konstanten vertikalen Nulllage aus, bei dem das Sensorsignal einer Normalkraft im Kontakt von 0 N entspricht und frei von äußeren Einflüssen ist. Da dieser Fall in Vorversuchen nicht gegeben war, wird in Abschnitt 4.1.1.2 auf Maßnahmen eingegangen, die zur Verbesserung der Normalkraftregelung führen.

Die dynamischen Schwankungen der Normalkraft sind im Messwert des SRV 3 nicht sichtbar, da es sich dabei um einen gemittelten Wert handelt. Mit steigender Frequenz nehmen die dynamischen Kräfte zu, angeregt unter anderem durch Unebenheiten im Reibkontakt, stick-slip-Effekte und angeregte Resonanzschwingungen im System.

Noch dazu ist die Normalkraft von der Geometrie des Systems beeinflusst. Der eingestellte Wert der Normalkraft gilt für den Mittelpunkt der Reibspur, aber nicht für die Wendepunkte. Idealerweise müsste die Feder (B in Abb. 4-2) an den Wendepunkten weiter ausgelenkt werden, um die Normalkraft konstant zu halten und so die Pendelbewegung des Probenhalters auszugleichen. Da das System aber mit einer begrenzten Geschwindigkeit reagiert, ist die Normalkraft zu den Wendepunkten hin kleiner, denn die Pendelbewegung mit Drehpunkt am Kugelgelenk (E) kann nicht oder nur teilweise kompensiert werden. Zusammen mit den geringeren Geschwindigkeiten an den Extremstellen erklärt dies die Form von Reibspuren wie in Abb. 4-3, die an den Wendepunkten schmaler und flacher ausfallen als im Mittelpunkt.

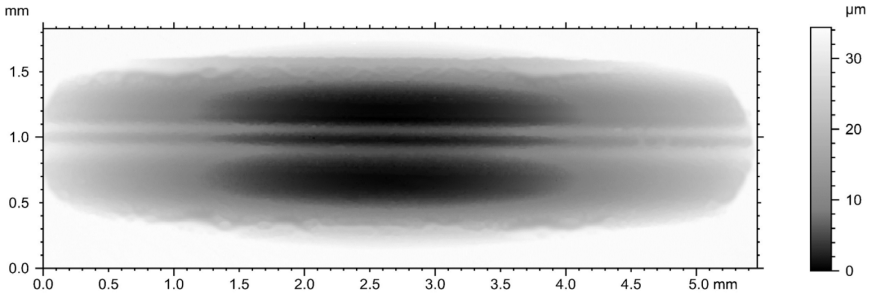


Abb. 4-3: Reibspur auf einer 100Cr6-Ebene nach ungeschmierter Beanspruchung durch eine 100Cr6-Kugel im SRV 3 nach 50000 Zyklen bei Normalkraft F_N = 6,4 N, stroke Δx = 4,5 mm und Frequenz ν = 5 Hz.

Die entstehende Normalkraftänderung ΔF_N durch die Entlastung der Feder kann mit Hilfe der maximalen Auslenkung in z-Richtung h, der Auslenkung in x-Richtung Δx, des Auslenkwinkels α, des Pendelradius r und der Federkonstante k_F wie folgt berechnet werden:

$$\alpha = \arcsin\left(\frac{\Delta x}{2r}\right) = \arcsin\left(\frac{2{,}25\ \text{mm}}{140\ \text{mm}}\right) \cong 0{,}92°, \tag{27}$$

$$h = r - \frac{\Delta x}{2\tan\alpha} \cong -18\ \mu\text{m} \tag{28}$$

Daraus entsteht eine Kraftänderung $\Delta F_N = k_F \cdot h$ von ca. −0,36 N für die Feder, die bis 200 N benutzt wird ($k_F \cong 0{,}02\ \text{N}/\mu\text{m}$) und von ca. −1,45 N für die Feder, die bis 2 kN benutzt wird ($k_F \cong 0{,}08\ \text{N}/\mu\text{m}$).

Diese Berechnung gilt nur für Frequenzen im einstelligen Hertzbereich, in dem die Feder in z-Richtung schnell genug ausgelenkt werden kann. Mit zunehmender Frequenz steigen die Normalkraftschwankungen durch die Trägheitskräfte in einem unbekannten Maß an.

4.1.1.2 Optimierung der Normalkrafteinstellung und -messung

Zur Bestimmung des Vertrauensbereichs und der Genauigkeit der Normalkraftmessung bei geringen Normalkräften von 0,5 bis 50 N wird ein Kraftsensor (Erichsen Kraftaufnehmer 917/I-100 N, Hemer, Deutschland) verwendet. Dieser wird nach Kalibrierung mit ausgemessenen Totgewichten im statischen Zustand unter verschiedenen Normalkrafteinstellungen des SRV 3 als Probe 2 (J in Abb. 4-2) in Kontakt mit der Probe 1 gebracht. Die Höhe des Sensors ist dabei gleich der Höhe der verwendeten SRV-Proben (7,8 mm). Der am SRV 3 eingestellte Wert wird mit dem vom kalibrierten Kraftsensor gemessenen Wert verglichen. Der Vergleich zeigt eine über einen Bereich von 50 N annähernd konstante Abweichung von +3,5 N. Hierbei handelt es sich um einen systematischen Fehler, der es nicht zulässt, Kräfte kleiner als 3,5 N

aufzubringen, da in diesem Fall der vertikale Arbeitspunkt, bei dem der Sensorwert Null ist, tiefer liegen würde, als im Aufbau möglich.

Um den vertikalen Arbeitspunkt weiter nach unten zu setzen und dadurch Kräfte kleiner als 3,5 N einstellen zu können, wurden die Rückseiten der Kugeln (Probe 1) um ca. 300 µm abgeschliffen. Das führt dazu, dass beim Kontakt zwischen den Probekörpern schon eine geringe Kraft (0,1–0,5 N) vom Gerät angezeigt wird. Die Abweichung zwischen realer und angezeigter Normalkraft wird bei der Auswertung berücksichtigt. So können auch Versuche im Normalkraftbereich ab 0,1 N durchgeführt werden. Die Regelung ab 0,1 N unter Berücksichtigung der Einflüsse durch die Blattfedern hat sich als sehr zuverlässig erwiesen.

4.1.1.3 Antrieb in *x*-Richtung

Der Aktor für die Anregung der Schwingung der Probe 2 ist ein elektromagnetischer Linearmotor (L in Abb. 4-2) und erzeugt eine maximale Kraft von 700 N. Diese Kraft wird benutzt, um 1) die Reibkräfte im Reibkontakt zu überwinden, 2) die Kräfte zu erzeugen, die nötig sind, um die zu bewegenden Massen zu beschleunigen und 3) die Membranfedern (G) und den Gummipuffer (P) auszulenken. Bei hohen Frequenzen nahe der Resonanz in x-Richtung wirken die Membranfedern und der Gummipuffer als Kraftspeicher mit einer Federkonstante von ca. 0,45 N/µm und entlasten den Antrieb. Die Schwingungsamplitude in x-Richtung (stroke) wird erfasst durch einen induktiven Sensor (Q) links vom Antrieb.

Aufgrund der begrenzten Leistung (1 kW laut Optimol) und Regelbarkeit des SRV 3 sind die Möglichkeiten an Kombinationen der maximal erreichbaren Parameter begrenzt. So ist z. B. bei einer Frequenz von 511 Hz nur ein stroke von maximal 40 µm möglich. Daraus ergibt sich auch eine Begrenzung der auf den Kontakt einwirkenden Gesamtleistung. Die Regelung der Amplitude wird durch die Leistungsänderung des elektromagnetischen Antriebs bewerkstelligt. In diesem Fall spricht man von kraftgeregelter Amplitude. Eine ortsabhängige Regelung findet nicht statt. So kann es bei sehr geringen Frequenzen um ein Hertz vorkommen, dass ein Übersteuern stattfindet, je nach Beschaffenheit des Reibkontakts.

Dehnungen und Stauchungen der Antriebsachse und Verbindungselemente durch die wirkenden Kräfte von max. 700 N rufen eine Abweichung des gemessenen Amplitudenwertes am Ort der Messung (P in Abb. 4-2) von dem Wert am Wirkort der Reibung (N) hervor. Diese Abweichung kann einige Mikrometer betragen. Für Versuche mit hohen Frequenzen und sehr kleinen Amplituden wurde deshalb auf der passiven Seite mit einem Vibrometer (Polytech OFV-5000) die Auslenkung parallel gemessen. Diese Werte (Abb. 4-4) sind deutlich näher an der Reibstelle aufgenommen und auf der Seite, die nur durch zwei Membranfedern mit geringer Steifigkeit geführt wird. Deshalb sind die Abweichungen von der tatsächlichen Bewegung deutlich geringer und werden für die Auswertung von Versuchen mit hohen Frequenzen anstatt der SRV-Werte verwendet.

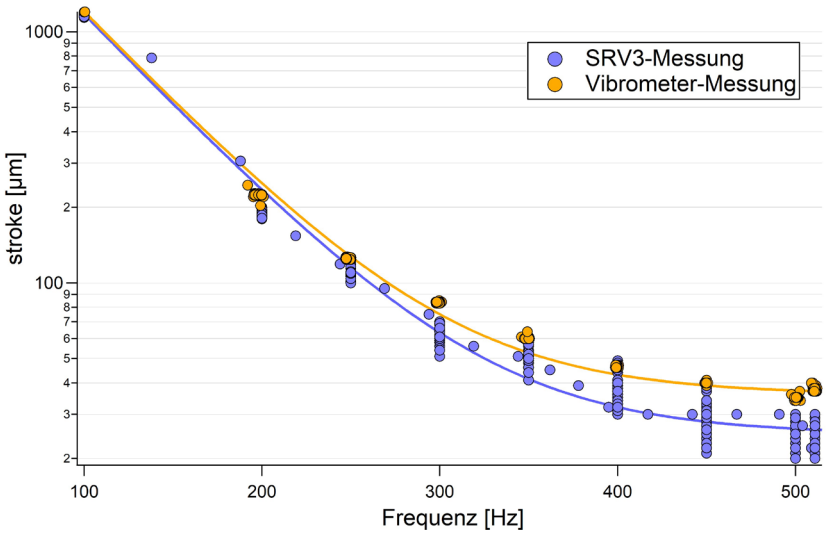


Abb. 4-4: Vergleich zwischen den Messungen vom stroke durch SRV 3 (blaue Punkte)und durch ein Vibrometer (orangene Punkte) in Abhängigkeit von der Schwingfrequenz ν bei einer Normalkraft von 5 N und einem Sollwert des stroke von 1 mm. Beide Kurven (Exponentialfunktionen) sind nur eine Führung für das Auge.

4.1.2 TKLB

Das Tribometer TKLB (Abb. 4-5) wurde in der BAM zur Untersuchung von Reibung und Verschleiß bei Schwingungsbeanspruchung entwickelt.

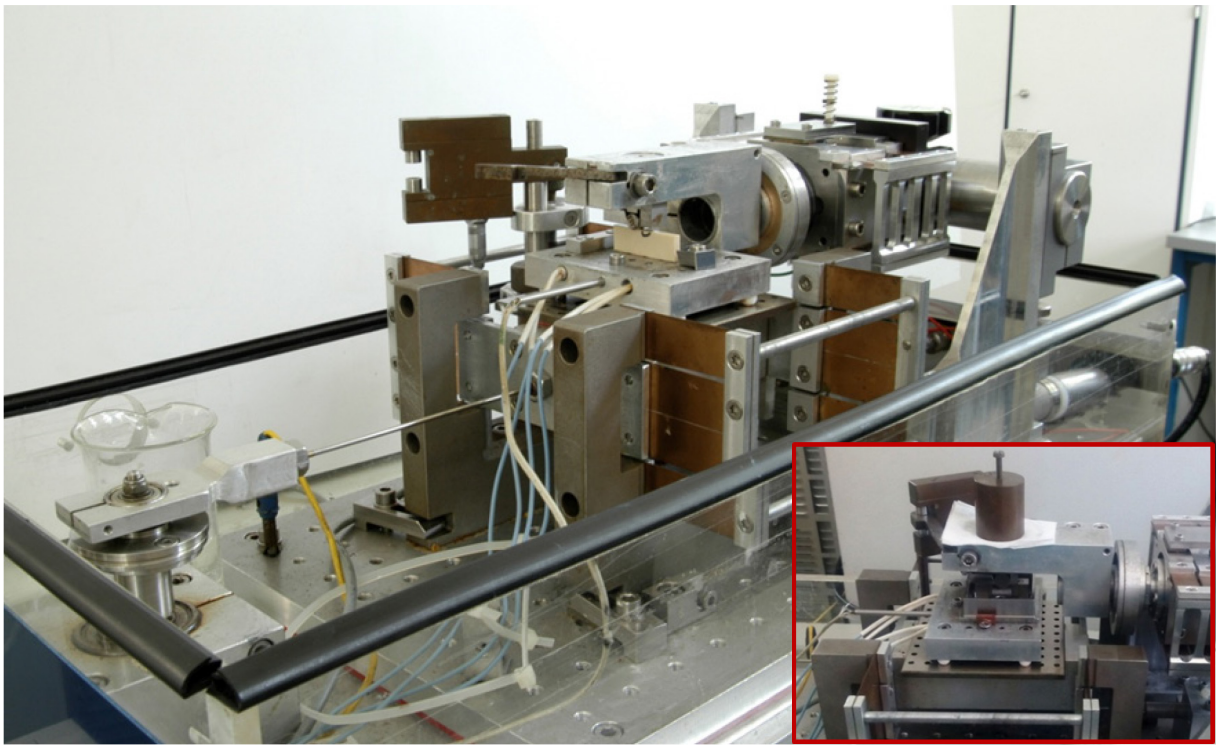


Abb. 4-5: TKLB-Gesamtansicht mit Detailansicht (unten rechts).

Durch die Verwendung von zwei Doppelparallelfedersystemen (Abb. 4-6) ist eine reibungsfreie, lineare Probenführung in horizontaler (x) und vertikaler (z) Richtung mit sehr hoher Genauigkeit möglich. Bei Reibversuchen mit diesem Tribometer gibt es also keine Pendelbewegung der Proben, und dies führt zu Verschleißspuren auf der Ebene mit konstanter Breite.

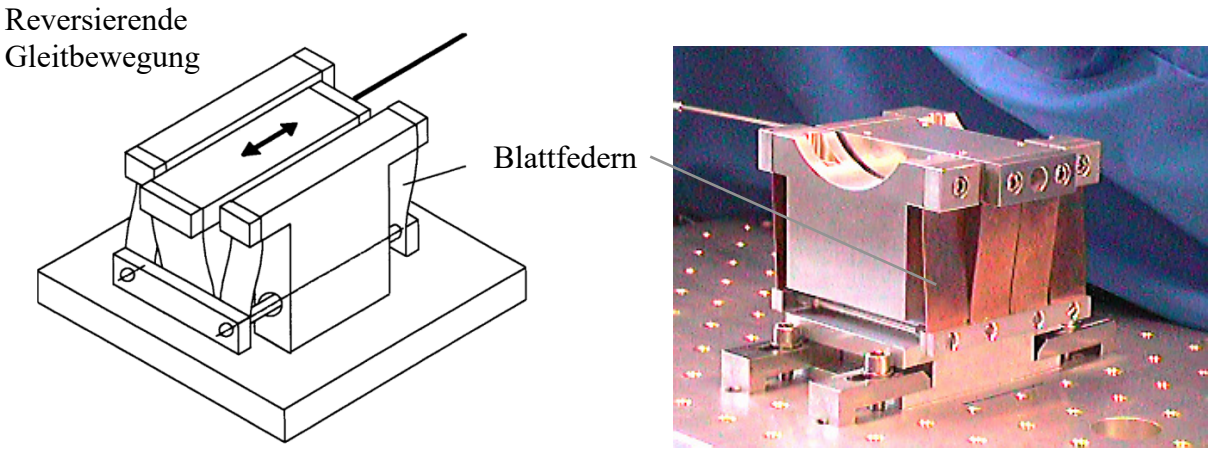


Abb. 4-6: Prinzip der Doppelparallelblattfederführung. Links: schematisch, rechts: Foto.

Wie in Abb. 4-7 gezeigt, wird auf den oberen stationären Probekörper (Probe 1, G) eine definierte Normalkraft F_N von 0,1 N bis 60 N durch ein aufzulegendes Gewicht ausgeübt. Die Normalkraft wird nicht gemessen, sondern als konstant angenommen. Vor Versuchsbeginn ist der Probenarm (I) senkrecht positioniert und wird zuerst in horizontale Position gekippt und dann mit Änderung der Vorspannung einer Blattfeder (A) bis zum Probenkontaktschluss angenähert. Bei tribologischer Beanspruchung vollführt der untere Probekörper (Probe 2, H) eine reversierende Gleitbewegung in x-Richtung. Für die Bewegung dient ein Gleichstrommotor (M), der eine exzentrisch drehbar gelagerte Stange antreibt, wobei die Schwingfrequenz durch die Drehzahl des Motors vorgegeben und zwischen 0,1 und 30 Hz mit einer Schrittweite von 0,1 Hz einstellbar ist.

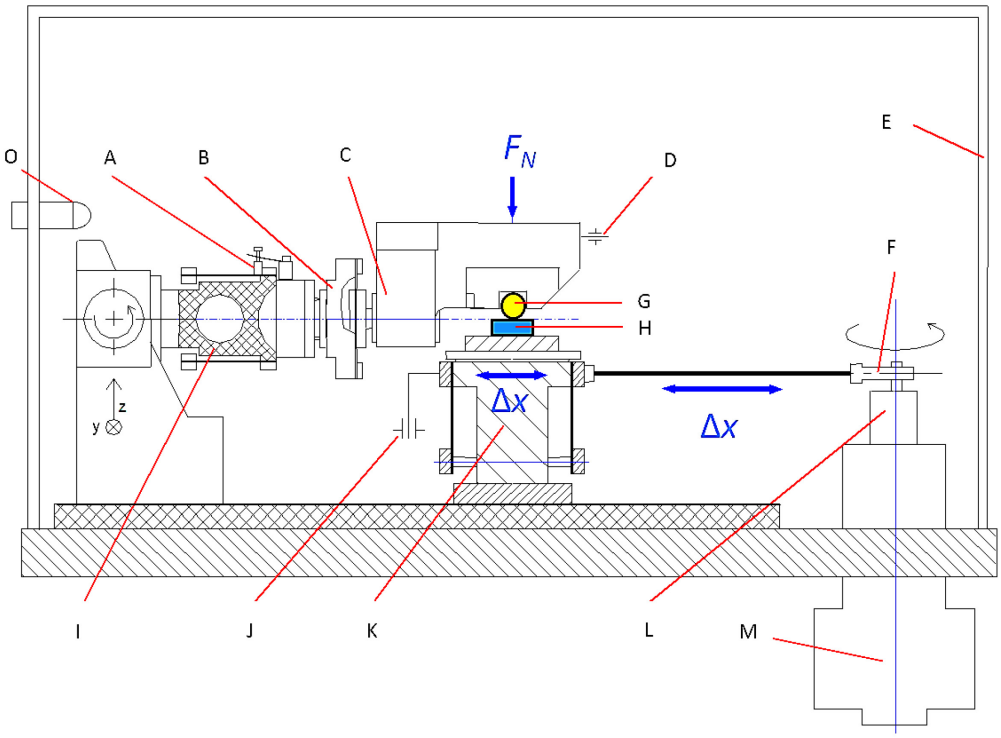


Abb. 4-7: Schematische Darstellung vom TKLB. A: Blattfeder für Probenzustellung, B: Piezosensor für Reibkraft, C: Probenhalter für Kugel (Probe 1), D: Wegsensor für linearen Verschleiß, E: PMMA-Gehäuse, F: Exzenter, G: Probe 1 (Kugel), H: Probe 2 (Scheibe), I: kippbarer und höhenverstellbarer Probenarm, J: induktiver Wegsensor für den stroke, K: Aufspanntisch für Probe 2, L: Einstellung des stroke, M: Gleichstrommotor, O: Sensor für Temperatur und relative Luftfeuchte.

Der stroke wird mittels des verstellbaren Exzenters (F und L) eingestellt und ist von 0,2 bis 10 mm variierbar. Die Leistung des Motors und die zu bewegenden Massen des unteren Probentischs (K) und der Probe 2 begrenzen die Beschleunigung auf ca. 1 m/s^2 und dadurch auch die Kombinationsmöglichkeiten von stroke und Frequenz. Ein induktiver Wegsensor (HBM W5K, J) dient zur Messung des stroke mit einer Auflösung von 1 µm und einem Fehler kleiner als ±1 %. Ein weiterer induktiver Wegsensor (HBM Tr8, D) misst den linearen Verschleiß bis 1 mm mit einer Auflösung von 0,1 µm. Die Abtastrate beträgt in der Regel 1 Hz.

Die Reibkraft wird mittels eines Kistler-Piezosensors (B in Abb. 4-7) am Probenarm gemessen. Die Auflösung ist dabei vom Messbereich abhängig, der mit niedrigerer Normalkraft ebenfalls reduziert werden kann. Die Abtastrate liegt in der Regel bei 100 Messpunkten pro Hysterese-Zyklus.

Ein Gehäuse aus Polymethylmethacrylat (PMMA) (E in Abb. 4-7) ermöglicht Versuche mit relativen Luftfeuchten < 5–100 % und Temperaturen von −50 bis 120 °C, gemessen durch einen Sensor (Hygrocontrol Typ 72, COSA Xentaur, Yaphank, NY, O in Abb. 4-7) mit den Messbereichen von 0 bis 100 % r. H. bzw. −50 bis 120 °C, einer Auflösung von 0,1 % r. H. und 0,1 K (PT 1000-Sensor) und einer Genauigkeit von ±2 %. Messungen der relativen Feuchte unter ca. 5 % sind mit hohen Unsicherheiten behaftet. Der untere Probenhalter kann mit einer Regelung geheizt und gekühlt werden. Außerdem ist der elektrische Kontaktwiderstand messbar.

Um eine hohe relative Luftfeuchtigkeit einzustellen, wird bei diesem Tribometer sowie beim TKLA, TKRB und TKRD vor und während der Tests in der Kammer destilliertes Wasser aus Reservoiren mit unterschiedlich großer Oberfläche verdampft. Die relative Luftfeuchtigkeit bleibt während der Tests innerhalb von ±2 % r. H. konstant [46]. Niedrige RH-Werte (3–40 % r. H.) werden durch eine geeignete Menge an getrocknetem Kieselgel eingestellt [46].

Im TKLB wird die Normalkraft nicht nachgeregelt. Diese nimmt demnach bei linearem Verschleiß durch Änderung der Auslenkung der Blattfederführung in z-Richtung ab, da der Reibkontakt entlastet wird. Die Federkonstante k weist einen Wert von ca. 0,014 N/m auf. Durch die Vorspannfeder, die zur Feinzustellung der Probe 1 an die Probe 2 dient, erhöht sich die Steifigkeit auf max. 0,05 N/m. Es muss also mit einem systematischen Fehler der Normalkraft im Bereich von ca. −14 bis ca. −50 mN pro 1 µm linearem Verschleiß gerechnet werden. Dieser Fehler kann reduziert werden, wenn die grobe Zustellung durch Kippen des Probenarms nur eine sehr geringe zusätzliche Zustellung erfordert.

Da die Amplitude der Bewegung in x-Richtung durch die mechanische Kopplung an den Motor festgelegt ist, ist kein Überschwingen möglich. Mit zunehmendem stroke nimmt die zur Verfügung stehende Kraft ab, die zur Überwindung der Reibkräfte benötigt wird.

4.1.3 TKLA

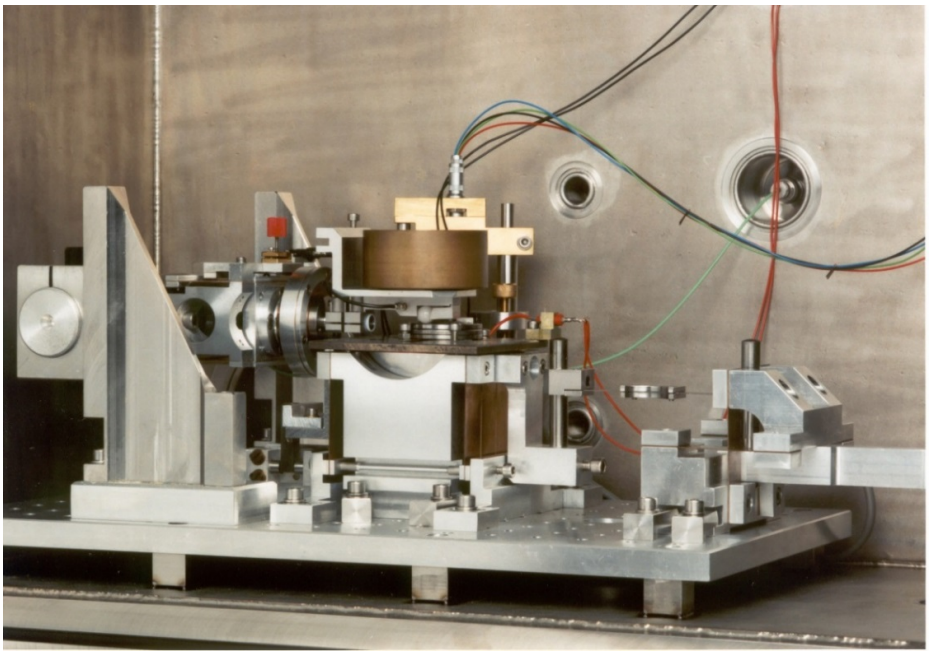


Abb. 4-8: TKLA, Gesamtansicht in der Edelstahlkammer.

Das Tribometer TKLA (Abb. 4-8) wurde ebenfalls in der BAM entwickelt. Es dient zur Durchführung von Triboexperimenten mit reversierender Gleitbeanspruchung mit stroke zwischen 5 und 400 µm. Dank einer dicht verschließbaren Edelstahlkammer ist das TKLA auch für Versuche in besonderen Atmosphären geeignet, wie zum Beispiel inerten Gasen oder Vakuum bis $2 \cdot 10^{-4}$ mbar. Der Aufbau in der Kammer ist bis auf den Antrieb identisch mit dem des TKLB. Wie in Abb. 4-9 gezeigt, wandelt eine Untersetzung durch ein Federkreuzgelenk (K) eine konstante Hubbewegung, erzeugt durch den Motor (M) und einen Exzenter (L), in eine Verkippung einer Stange. Ein Blattfedergelenk (J) verbindet diese Stange mit dem Aufspanntisch (I) und kann beidseitig in der Höhe verstellt werden, um den stroke einzustellen. Dieser wird durch einen induktiven Sensor (H) mit einer Schrittweite von 1 µm gemessen. Die Normalkraft kann von 0,1 bis 10 N variiert werden und wird, wie beim TKLB, mit einem aufgelegten Totgewicht erzeugt und nicht gemessen. Das Gerät kann im Bereich von Raumtemperatur bis 120 °C mit einer Schrittweite von 1 °C und bei relativen Luftfeuchten von 0–100 % betrieben werden. Wie beim TKLB, kommt hier ein Hygrocontrol Typ 72 zum Einsatz. Zwei wesentliche Unterschiede zwischen TKLA und allen anderen Tribometern sind, dass beim TKLA 1) das Gehäuse aus Edelstahl besteht und 2) der Sensor für Temperatur und relative Luftfeuchte oberhalb der Proben und weiter entfernt platziert ist. Die Linearität der Bewegungen in x- und z-Richtung ist wie beim TKLB durch die verwendeten Doppelparallelblattfederführungen sehr genau.

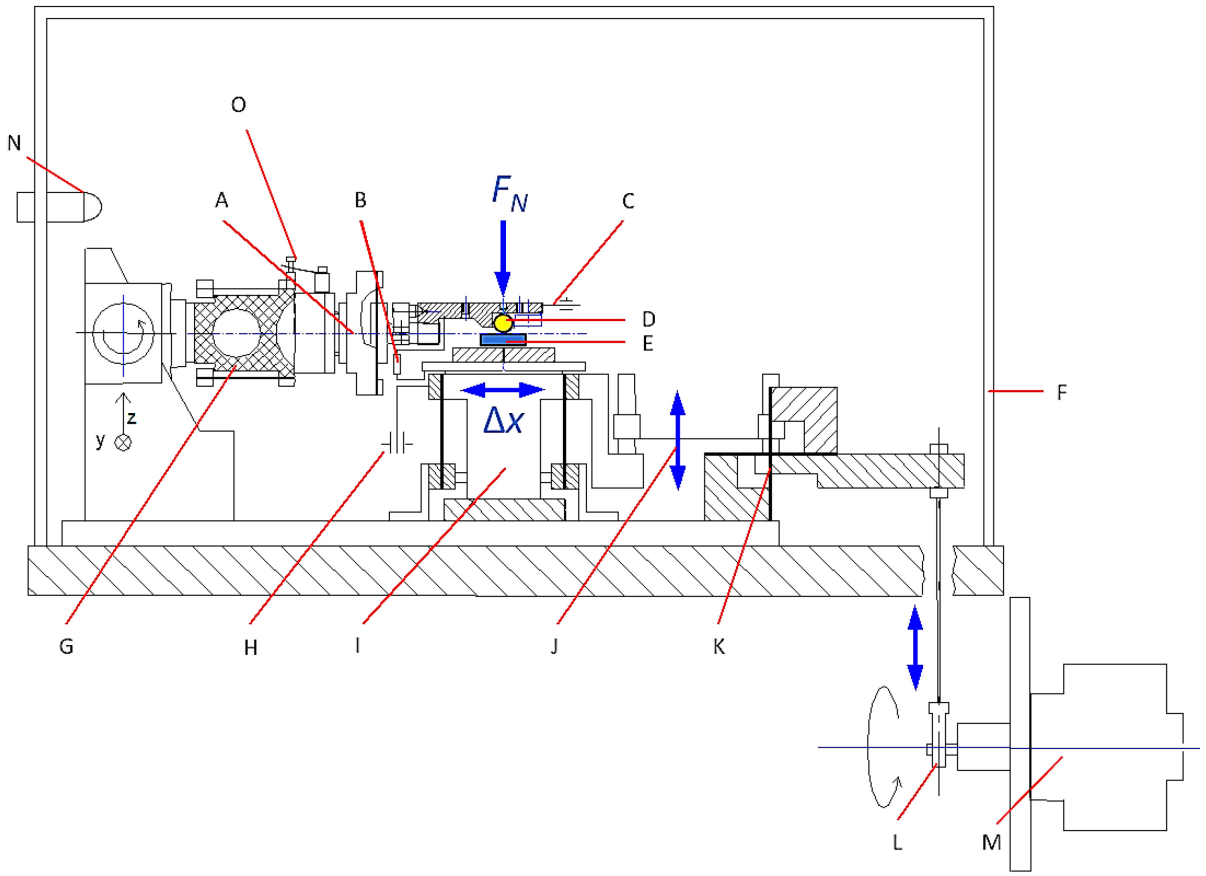


Abb. 4-9: Schematische Darstellung vom TKLA. A: Piezosensor für Reibkraft, B: Sensor für den Kontaktwiderstand, C: Wegsensor für linearen Verschleiß, D: Probe 1 (Kugel), E: Probe 2 (Scheibe), F: Edelstahl-Gehäuse, G: kipp- und höhenverstellbarer Probenarm, H: induktiver Wegsensor für den stroke, I: Aufspanntisch für Probe 2, J: Blattfedergelenk zur Einstellung des stroke, K: Federkreuzgelenk, L: Exzenter, M: Gleichstrommotor, N: Sensor für Temperatur und relative Luftfeuchte, O: Blattfeder für Probenzustellung.

4.1.4 TKRD und TKRB

Das TKRB ist ein ehemaliges BAM-Tribometer und gleicht im Aufbau im Wesentlichen dem Nachfolger TKRD (Abb. 4-10), jedoch unterscheiden sich die Bereiche der einstellbaren Parameter.

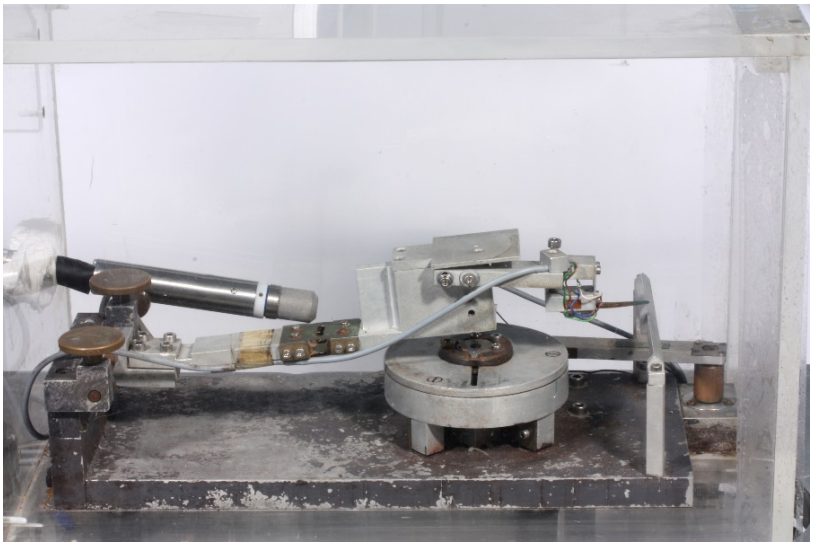


Abb. 4-10: TKRD-Gesamtansicht.

Das TKRD ist ebenfalls eine Entwicklung der BAM und wird seit 35 Jahren zur Untersuchung reversierender Gleitbeanspruchung eingesetzt. Das Gerät wird in Abb. 4-11 schematisch dargestellt.

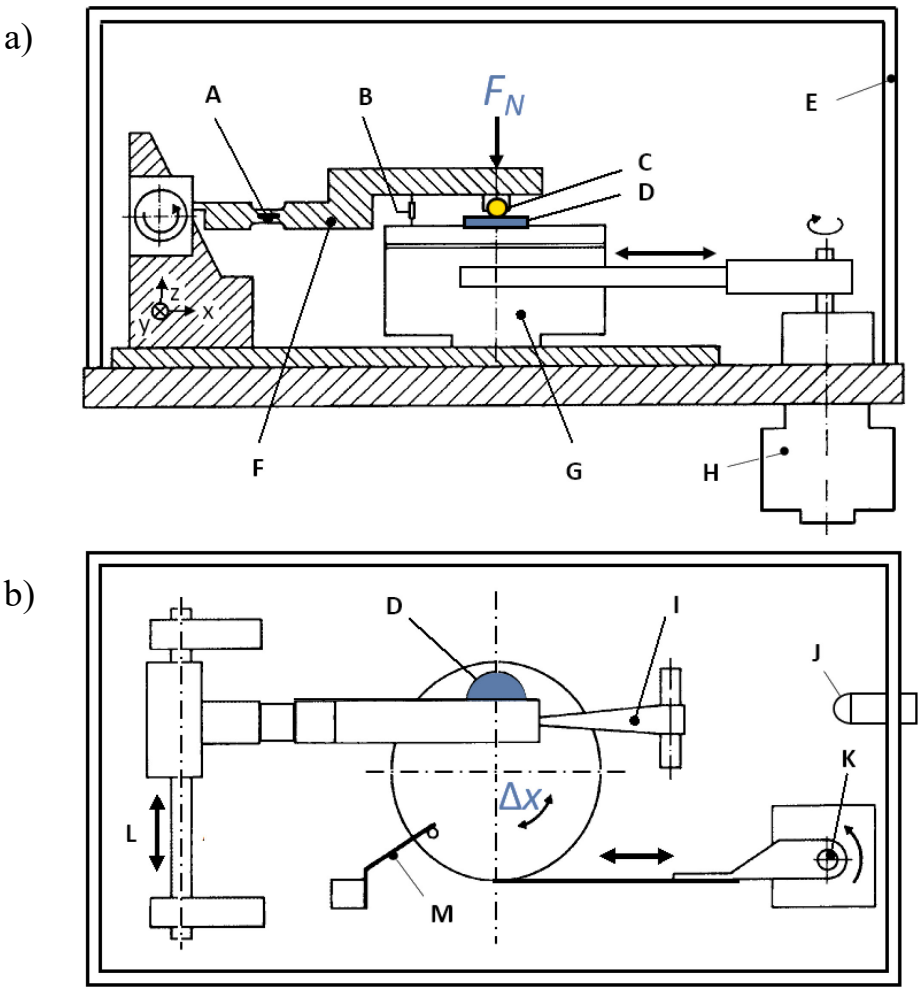


Abb. 4-11: Schematische Darstellung vom TKRD, (a) Seitenansicht, (b) Draufsicht. A: Reibkraftmesssystem mittels Dehnungsmessstreifen, B: Sensor für den Kontaktwiderstand, C: Probe 1 (Kugel), D: Probe 2 (Scheibe), E: PMMA-Gehäuse, F: kippbarer Probenarm, G: Drehschwingtisch mit Probenhalter für Probe 2, H: Gleichstrommotor, I: Wegsensor für linearen Verschleiß, J: Sensor für Temperatur und relative Luftfeuchte, K: Exzenter, L: Einstellung des stroke, M: Drehwinkelsensor.

Die Normalkraft wird mittels eines Totgewichts erzeugt und wirkt durch den oberen Probenarm auf den stationären Probekörper (Probe 1, C). Werte zwischen 0,5 und 20 N können verwendet werden. Der untere Probekörper (Probe 2, D) ist auf einem Drehschwingtisch (G) aufgespannt und vollführt eine schwingende Bewegung auf einer Kreisbahn, die dem stroke entspricht. Durch Änderung des Radius der Kreisbahn mittels Verschiebung (L) des Probenarms (F) in y-Richtung wird der stroke eingestellt. Die Bewegung des Schwingtischs ist durch die Lagerung und Führung durch vier Blattfedern auf einer Ebene reibungsfrei und ermöglicht stroke von 0,1–5 mm. Eine Messung des stroke erfolgt indirekt über die Ermittlung der Auslenkung eines Punktes auf dem Drehtisch über eine Blattfeder mit Dehnungsmessstreifen (DMS, M) und über einen Faktor, der von der Position des Reibkontakts abhängt. Der Tisch wird durch einen Gleichstrommotor (H) über einen Exzenter (K) angetrieben. Die Schwingungsfrequenz kann im Bereich 0,1–30 Hz (0,5–20 Hz am TKRB) variiert werden. Die Reibkraft wird ebenfalls mittels eines DMS (A) am Probenarm aufgenommen. Auch der lineare

Verschleiß wird mit DMS-Technik ermittelt. Dafür dient eine Blattfeder (I), die am Probenarm befestigt ist und mit einem Ende auf einem Referenzpunkt aufliegt. Diese fungiert gleichzeitig zur Feinzustellung der Proben. Wegen der hohen Temperaturempfindlichkeit der DMS, ist das Gerät ausschließlich für Versuche bei Raumtemperatur verwendbar. Ein PMMA-Gehäuse (E) und eine Kapselung der DMS ermöglichen es, Versuche mit verschiedenen kontrollierten relativen Luftfeuchten durchzuführen. Bei TKRB und TKRD wurden RH und T mit dem Messsystem TER 24 gemessen, das mit dem Sensor en83E-4 ausgestattet ist (Novasina, Lachen, Schweiz). Die Messbereiche dieses Sensors reichen von < 5 bis 100 % r. H. und von −20 bis 80 °C mit einer Auflösung von 0,1 % r. H. und 0,1 K (PT 1000-Sensor) und einer Genauigkeit von ±2 %. Der elektrische Kontaktwiderstand kann ebenfalls durch einen Sensor (B) ermittelt werden.

Die Annäherung des Probenarms zur Herstellung des Kontakts vor Versuchsbeginn verläuft analog zur für das TKLB beschriebenen Prozedur. Eine Nachregelung der Kraft findet auch hier nicht statt. Es kommt durch linearen Verschleiß im Reibkontakt auch bei diesem Tribometer zu einer Auslenkung der Feder, die den Probenarm führt und damit auch zu einer abnehmenden Normalkraft. Die Federkonstante konnte nicht ermittelt werden, da das TKRD mittlerweile umgebaut wurde. Zudem gibt es durch die Auslenkung der Blattfeder eine minimale Verschiebung der Probe 1 in x-Richtung, die vernachlässigt werden kann, da sie in Reibrichtung verläuft.

Alle DMS-Messungen unterliegen Drifts und Messtoleranzen, die hier nicht abgeschätzt werden können.

Die Bereiche der wichtigsten einstellbaren Parameter F_N, Δx und ν für jedes Tribometer sind der Tabelle 4 zu entnehmen. Weitere Details sind in Ref. [60] und [61] zu finden.

Tabelle 4: Übersicht über die Bereiche der Testparameter aller verwendeter Tribometer mit der Auflösung in Klammern, falls bekannt.

Tribometer	F_N [N]	Δx [mm]	ν [Hz]
TKLA	0,1–10	0,005–0,4 (0,001)	5–20 (1)
TKLB	0,1–60	0,1–10 (0,001)	0,1–30 (0,1)
TKRD	0,5–20	0,1–5 (0,025)	0,1–30 (0,1)
TKRB	1–20	0,2–1,2	0,5–20 (1)
SRV 3	0,1–200 (0,1)	0,1–3,5 (0,1)	1–511 (1)

4.2 Analysemethoden

4.2.1 Bestimmung der Reibzahl

Die Reibzahl f, also das Verhältnis von Reibkraft zur Normalkraft (Gl. (13)), wird bei den unterschiedlichen Tribometern auf verschiedene Weise berechnet. Dies beruht auf verschiedenen Ansätzen bei der Bestimmung der Reibkraft. Die in den Eigenbau-Tribometern der

BAM (TKLA, TKLB, TKRD, TKRB) verwendete Berechnungsmethode ist die Flächenmethode [62].

Hierzu wird die Reibkraft F_R über der Auslenkung x aufgetragen (Abb. 4-12) und die Fläche A_{Hys} des daraus entstehenden Reibhysterese-Zyklus, die ein Maß der dissipierten Energie ist, durch den stroke Δx dividiert:

$$F_{R,Hys} = \frac{A_{Hys}}{\Delta x}. \tag{29}$$

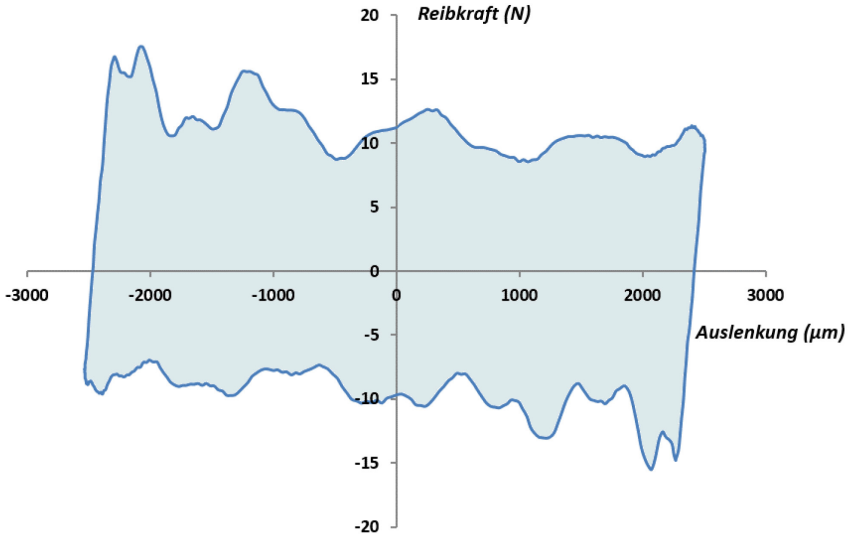


Abb. 4-12: Beispiel eines Reibhysterese-Zyklus: Reibkraft aufgetragen über der Auslenkung.

Dafür werden mindestens 100 Messpunkte pro Zyklus aufgenommen, um eine gute Abtastrate zu gewährleisten. Die resultierende Reibkraft $F_{R,Hys}$, dividiert durch die Normalkraft, ergibt die Reibzahl f_{Hys} nach Gl. (13) und wird kontinuierlich aufgezeichnet und am Ende gemittelt ($\bar{f}_{Hys}$). Zur Ermittlung des steady-state-Wertes, der sich, wie in Abschnitt 2.1.3 erläutert, erst nach einer Einlaufphase einstellt, kann der Mittelwert des letzten Teils der Messung berechnet werden. Die Länge dieses letzten Teils hängt von der Frequenz ab, üblicherweise wird jedoch das letzte Fünftel herangezogen.

Die zweite Methode (peak-to-peak-Methode) wird im SRV 3 verwendet. Dafür werden die peak-to-peak-Werte eines Zyklus durch zwei dividiert und über die Zeit gemittelt. Es wird also der Mittelwert der Extremwerte ($F_{R,pp}$) benutzt, um f zu berechnen. Elektronische Filter werden oft zur Glättung von Schwingungen und spikes verwendet, auch im SRV 3. Bei Reibhysterese-Zyklen, die einem horizontal ausgerichteten Parallelogramm ähnlich sind, ergeben beide Methoden ähnliche Werte (vgl. schwarze Kurve in Abb. 4-13). Insbesondere bei Schwingungsreibungsversuchen, für die das nicht zutrifft, ist die peak-to-peak-Methode mit erheblichen Fehlern behaftet, weil die Extremwerte der Reibkraft in den meisten Fällen an den Umkehrpunkten der Tangentialbewegung auftreten oder Sprünge in der Reibkraft darstellen (vgl. blaue Kurve in Abb. 4-13). Die Extremwerte an den Umkehrpunkten (siehe orangene Kurve in Abb. 4-13) weisen zwei bedeutende Charakteristika des tribologischen Reibprozesses auf. Zum einen sind die Relativgeschwindigkeit am Umkehrpunkt Null und die statische Reibungskraft häufig höher als die dynamische. Zum anderen üben die Flanken der entstehenden Reibspur auf der ebenen Probe einen Widerstand in Reibrichtung aus, der zu

höheren Reibwerten führen kann. Deshalb sind die Werte der Reibkraft und demzufolge der Reibzahl beider Methoden häufig sehr unterschiedlich. In der Regel liefert die Flächenmethode deutlich geringere Reibzahlen als die peak-to-peak-Methode.

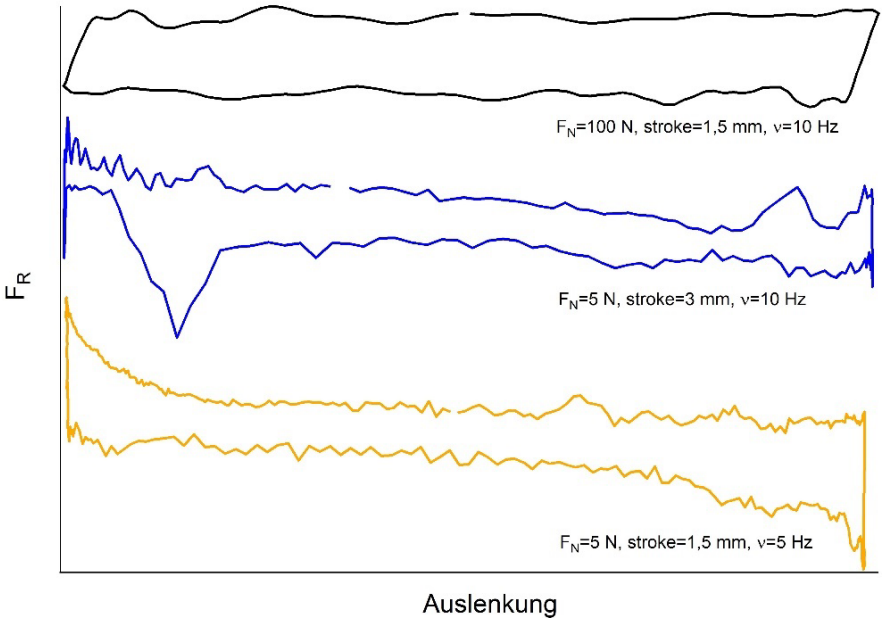


Abb. 4-13: Drei beispielhafte Reibhysterese-Zyklen. Sowohl die x- als auch die y-Achse sind in willkürlichen Einheiten der Reibkraft F_R über der Auslenkung $\Delta x/2$.

Abbildung 4-13 zeigt drei beispielhafte Reibhysterese-Kurven. Sowohl die x- als auch die y-Achse sind in willkürlichen Einheiten der Reibkraft F_R über der Auslenkung $\Delta x/2$. Die schwarze Hysteresekurve zeigt eine Form, die einem Parallelogramm ähnlich ist, und tritt häufig bei hohen Normalkräften, großen stroke-Werten, niedrigen Frequenzen und/oder nicht sehr fortgeschrittenem Verschleiß auf. Die nach den zwei Methoden berechneten Reibzahlen gleichen sich bei diesem Beispiel am meisten. Jedoch selbst bei dieser Kurve ist f_{pp} 1,3-mal so groß wie f_{Hys}. Für die in Blau dargestellte Hysteresekurve ist f_{pp} 3,3-mal so groß wie f_{Hys}. An ihr wird beispielhaft der Einfluss von zufälligen Schwankungen veranschaulicht. Für die orangene Kurve ist f_{pp} 4,5-mal so groß wie f_{Hys}. Sie zeigt u. a. den Einfluss der Entladung des Messpiezos durch einen zu hohen Verstärkungsfaktor. Letzterer verändert die Zeit, mit der die Entladung des Messpiezos entsprechend der Entladefunktion eines Kondensators vonstattengeht, und kann demnach zu einem nach jedem Umkehrpunkt mir der Zeit abfallenden Reibkraftsignal führen. Die Geschwindigkeit der Entladung hängt insbesondere von den Parametern Frequenz und Reibkraft ab. Diese Charakteristik einer mit der Zeit exponentiell abfallenden Reibkraftkurve ist ähnlich derjenigen, die bei stark ausgeprägten Verschleißspuren mit steilen Flanken in Reibrichtung auftritt. Zur Unterscheidung beider Effekte kann die zeitliche Entwicklung der Zyklen benutzt werden, da Flanken, anders als die Entladung des Messpiezos, vom Verschleiß abhängen, nicht von Anfang der Messung an vorhanden sind und mit der Zeit immer steiler werden.

Neben den beiden hier verwendeten Methoden zur Ermittlung der Reibzahl existieren zwei weitere häufig verwendete Methoden [63]: Bei der Mean(COF)-Methode, wo „COF“ für „coefficient of friction“ steht, wird der Absolut-Mittelwert über die Zeit integriert. Der „geometrisch unabhängige Reibwert“ [64, 65] berücksichtigt den Einfluss der Geometrie der Reib-

spur in Reibrichtung auf das hookesche Verhalten von Reib- und Normalkraft. Allgemein zeigen die verschiedenen Methoden umso größere Abweichungen zueinander, je mehr die Reibhysterese-Kurve von der Form eines Parallelogramms abweicht. Das ist häufig mit fortschreitendem Verschleiß der Fall.

Für die Vergleichbarkeit der Reibwerte zwischen SRV 3 und den BAM-Tribometern wurden die Reibkraftwerte und die zugehörigen Reibungsweg-Werte einer Vielzahl von Versuchen am SRV 3 aufgezeichnet und die Reibzahl f_{Hys} nach der Flächenmethode neben dem vom SRV 3 ausgegebenen peak-to-peak-Wert f_{pp} ermittelt. Dieser direkte empirische Vergleich der Methoden am selben Versuch entspricht dem Vergleich an Modellberechnungen in der Arbeit von Llavori et al. [63]. Insbesondere wurde eine Messung durchgeführt, bei der die Normalkraft schrittweise von 200 N auf 1 N verringert und wieder auf 200 N erhöht wurde, dargestellt in Abb. 4-14, um neben den Einflüssen der verschiedenen Geräte auch den der Probenvariation auszuschließen.

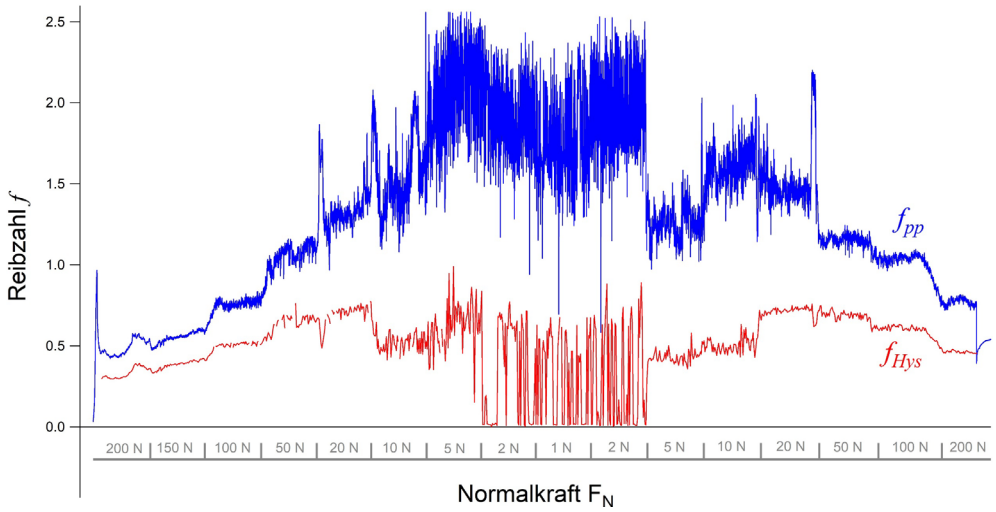


Abb. 4-14: Reibzahlen f_{Hys} (rote Kurve) und f_{pp} (blaue Kurve) über der Zeit, ermittelt am SRV 3. Die Normalkraft F_N wurde schrittweise von 200 N auf 1 N verringert und anschließend wieder auf 200 N erhöht, wie in der unteren Leiste gezeigt.

Durch die peak-to-peak-Methode entsteht eine starke Datenreduktion des Reibwertes, welche insbesondere zufällige Schwankungen wiedergibt, die eine starke Streuung hervorrufen kann und Werte liefert, die immer größer als die entsprechenden f_{Hys}-Werte sind und sogar größer als zwei sein können. Für kleine Kräfte ist der Wert f_{pp} besonders hoch wie auch die Differenz zu f_{Hys}. Da die Verstärkung des Ladungskraftverstärkers am SRV 3 mit kleiner werdenden Kräften steigt, erhöht sich auch, wie oben erläutert, die Entladungsgeschwindigkeit der Messpiezos und somit das Reibkraftsignal nach den Umkehrpunkten. Eine umfassende Untersuchung der Gründe für die Unterschiede zwischen den beiden Methoden wird hier nicht vorgenommen, da nicht Reibung, sondern Verschleiß das Hauptthema dieser Arbeit ist. Wichtig ist die Feststellung, dass die Reibwerte f_{Hys} und f_{pp} nicht vergleichbar sind. Die Vergleichbarkeit der f_{Hys}-Werte der BAM-Tribometer ist Gegenstand der Abschnitte 5.1.8 und 5.2.6.

Die eben zusammengefassten Ergebnisse stimmen mit denen von Llavori über Flächen- und peak-to-peak-Methode überein.

Die erläuterten Unterschiede der nach den zwei Methoden bestimmten Reibzahlen waren zu Beginn der Versuche noch nicht im Detail bekannt. Die Hard- und Software-Erweiterung, die nötig ist, um auch beim SRV 3 die Flächenmethode anzuwenden, wurde erst umgesetzt, als bereits eine Vielzahl der Versuche durchgeführt worden war. Eine nachträgliche Berechnung der Daten nach der Flächenmethode war nicht möglich, da die Hysteresen beim SRV 3 nicht gespeichert werden. So stehen für die meisten am SRV 3 durchgeführten Versuche nur die nach der peak-to-peak-Methode berechneten Reibzahlen f_{pp} zur Verfügung. Aus diesem Grund musste auf eine komplette Untersuchung der Reibzahlen aller in Kapitel 5 ausgewerteten experimentellen Daten verzichtet werden.

4.2.2 Charakterisierung der Reibspuren durch optische Mikroskopie

Die optische Mikroskopie stellt trotz vieler alternativer Messmethoden immer noch ein wichtiges Mittel zur Charakterisierung von Reibspuren dar. Es lassen sich damit leicht korrodierte Bereiche identifizieren, Veränderungen der Oberfläche schnell detektieren (z. B. Rauheit) und Hinweise über die lateralen Dimensionen der Spur geben, auch wenn die Tiefe im Bereich der Rauheitshügel liegt. Außerdem eignen sich Lichtmikroskope sehr gut für die Erstellung von Übersichtsbildern der Scheiben, auf denen viele einzelne Reibspuren erzeugt wurden. Zum Einsatz kamen nach den Versuchen ein Stereomikroskop SteREO Discovery V20 (Carl Zeiss, Oberkochen, Deutschland), ein Lichtmikroskop Zeiss Axiophot mit ProgRes C14plus (Jenoptik, Jena, Deutschland) und ein Digitalmikroskop VHX-5000 (Keyence, Osaka, Japan).

4.2.3 Messung des linearen und volumetrischen Verschleißes

Die in-situ-Messung des linearen Verschleißes ist, wie bereits im Abschnitt 2.4.1 beschrieben, anfällig gegenüber Störgrößen und ist zudem eine Größe, welche nur in wenigen Fällen einen Rückschluss auf das Gesamtverschleißvolumen und nie auf das Verhältnis der Volumina beider Probekörper ermöglicht. Dennoch erlaubt diese Größe eine erste Abschätzung des Verschleißverhaltens und -verlaufes eines Triboexperiments. Abb. 4-15 zeigt einen beispielhaften zeitlichen Verlauf des linearen Verschleißes. Die drei Phasen nach Czichos (siehe 2.4.2) wurden mit den vorgeschlagenen Funktionen gefittet: Einlaufverschleiß mit einer Wurzelfunktion, steady-state-Phase mit einer linearen Funktion und die inkrementelle Zunahme mit einer Exponentialfunktion.

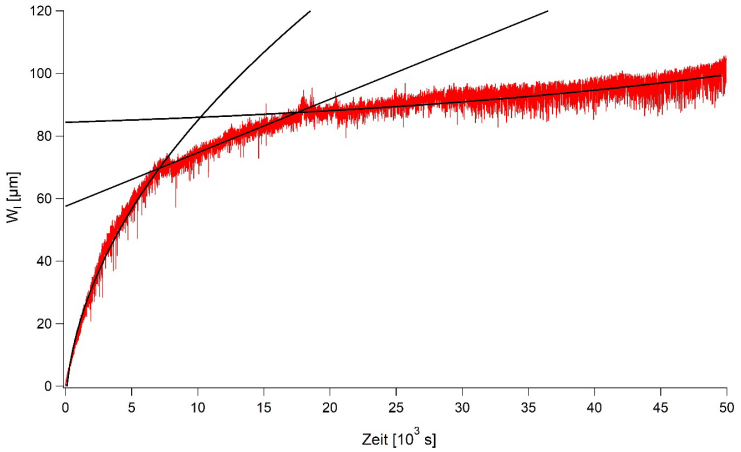


Abb. 4-15: Beispiel für den Verlauf des linearen Verschleißes über der Zeit. Die drei Phasen sind mit einer Wurzelfunktion, einer Gerade und einer Exponentialfunktion gefittet (schwarze Kurven).

Das gesamte Verschleißvolumen setzt sich aus dem Verschleißvolumen der Kugel ($W_{v,K}$) und dem der Ebene ($W_{v,E}$) zusammen. Die Bestimmung dieser Größen hat sich mit der Entwicklung der Oberflächenmessgeräte während der letzten Jahrzehnte wesentlich geändert. Wo heutzutage eine Vielzahl von optischen Geräten für die schnelle Bestimmung der 3D-Oberflächentopografie zur Verfügung steht, wurden bei älteren Messungen Profilometer [66–68] eingesetzt, um einzelne Profillinien senkrecht zur Reibrichtung abzutasten und das Volumen analytisch zu berechnen. Selten wurde die gesamte Reibspur mittels vieler Profillinien aufgenommen.

Taktile Profilometer zur Messung von Rauigkeit sind seit den 1930er Jahren auf dem Markt. Eine Diamantspitze dient als Abtastsonde und wird in Kontakt mit der Oberfläche gebracht und bei Kontaktkräften, die die Probe nicht deformieren oder gar beschädigen, über die Oberfläche bewegt. Die Kontaktkraft wird durch eine Regelung der Auslenkung der Spitze konstant gehalten. Die elektrische Spannung, die für die Auslenkung der Spitze notwendig ist, wird aufgezeichnet und umgerechnet in das entsprechende Höhenprofil. Es können Messstrecken von einigen Zentimetern aufgenommen werden mit Höhendifferenzen von einigen hundert Mikrometern. 3D-Messungen sind wegen der geringen Abtastgeschwindigkeit sehr zeitaufwändig und so werden in der Regel nur Profillinien angefertigt. In dieser Arbeit wurde ein Hommel-Tester T8000 der Fa. Jenoptik verwendet mit einem Spitzenradius von 2 µm, einem maximalen Messbereich in x-Richtung von 120 mm bei einer Schrittweite von 0,1 µm und einem maximalen z-Messbereich von ±100 µm bei einer Schrittweite von 0,4 µm.

Für schnelle Oberflächenmessungen eignen sich besser berührungslose, optische Messgeräte, die erst seit den 1980er Jahren verfügbar sind und seit den 1990er Jahren durch Standardisierung u. a. der Kalibrierung wissenschaftlich verwendbare Ergebnisse liefern. In dieser Arbeit wurden zwei Weißlichtinterferometer-Mikroskope (WLIM) [69, 70] verwendet. Hierbei wird die Interferenz von breitbandigem weißem Licht genutzt, um die Topografie von Oberflächen zu vermessen. Die Auflösung dieses optischen Verfahrens ist besser als bei Profilometern (für die in dieser Arbeit verwendeten Geräte 0,34 µm statt 1 µm). Jedoch ist das Messfeld bei maximaler Auflösung auf einige hundert Mikrometer eingeschränkt, was die Messzeit erhöht und fehleranfälliges Stitching (das Zusammensetzen mehrerer Bilder zu einem Gesamttopografiebild) notwendig macht. Beim WLIM handelt es sich um eine indirekte Messung der Höhe.

Die Messung mittels Rasterkraftmikroskopie (AFM) [3, 71 und 72] ist die Methode mit der besten Auflösung und der geringsten Fehleranfälligkeit, da es sich hierbei um eine direkte Messung der Höhen handelt. Ein auslenkbarer Federbalken mit einer Spitze an seinem Ende dient dabei als Abtastsonde. Der Radius der Spitze beträgt 5–20 nm. Ein Laserstrahl wird auf den reflektierenden Federbalken fokussiert und ändert seinen Winkel bei Auslenkung des Federbalkens. Die Auslenkung wird so durch die Ausleuchtung einer Vier-Quadranten-Photodiode detektiert und durch Differenzbildung der einzelnen Quadrantensignale berechnet. Eine Regelung der Position der Probe in z-Richtung mittels Piezos sorgt für eine konstante Auslenkung des Federbalkens. Die Piezospannung, die dafür notwendig ist, wird in die entsprechende Höhe z umgerechnet. Verwendet wurde hier das Cypher der Fa. Asylum Research (Santa Barbara, Kalifornien) mit einem maximalen lateralen Scanbereich von 30 µm bei einer Auflösung von 1 Å und einem vertikalen Messbereich von 3 µm bei einer Auflösung von

1 pm. Der entscheidende Nachteil dieser Messmethode ist der sehr kleine Messbereich sowohl lateral als auch in der Höhe. Durch zeitaufwändiges Stitching können diese Bereiche theoretisch um ein Vielfaches größer ausfallen. Der Gewinn an Genauigkeit rechtfertigt jedoch in den meisten Fällen nicht die lange Messzeit.

Eine Abschätzung der Fehler der in dieser Arbeit vorgenommenen Messungen mit WLIM wird durch einen Vergleich mit AFM-Kontakt-Messungen in Abschnitt 4.2.4.2 durchgeführt.

Die Verschleißvolumina der Ebenen konnten in dieser Arbeit ausnahmslos mit Weißlichtinterferometrie bestimmt werden. Dafür wurde zu Beginn der experimentellen Arbeit das zygo NewView5022 (Middlefield, Connecticut) verwendet, welches später durch das zygo NewView8300 ersetzt wurde. Die Bestimmung des Verschleißvolumens der Kugeln durch das ältere WLIM war häufig nicht möglich, denn die polierten und gekrümmten Oberflächen der Kugeln lieferten ein zu geringes Signal. So musste zur Bestimmung von $W_{v,K}$ bei vielen der ersten Versuche auf die im nächsten Abschnitt beschriebene Berechnungsmethode zurückgegriffen werden. Dieses Problem wurde durch das neuere WLIM u. a. wegen seiner Objektive mit höherer Apertur aufgehoben. Mit dem gesteigerten Winkel der messbaren Flankensteilheit reflektierender Oberflächen wurde die Anzahl der messbaren Bildpunkte erhöht. So wurde auch bei großen Verschleißkalotten eine genaue Messung des Verschleißvolumens möglich.

Die folgende Methode zur Bestimmung von $W_{v,K}$ und $W_{v,E}$ wurde also sowohl bei älteren Messungen mit Profilometern als auch bei Teilen der hier durch WLIM durchgeführten Messungen angewandt.

4.2.4 Berechnung von W_v (W_q-Methode)

In der Mitte der Verschleißspur der Ebene wird senkrecht zur Gleitrichtung eine Profillinie aufgenommen, aus der sich die Spurbreite $d_\perp$ und der planimetrische Verschleiß W_q ermitteln lassen (Abb. 4-16).

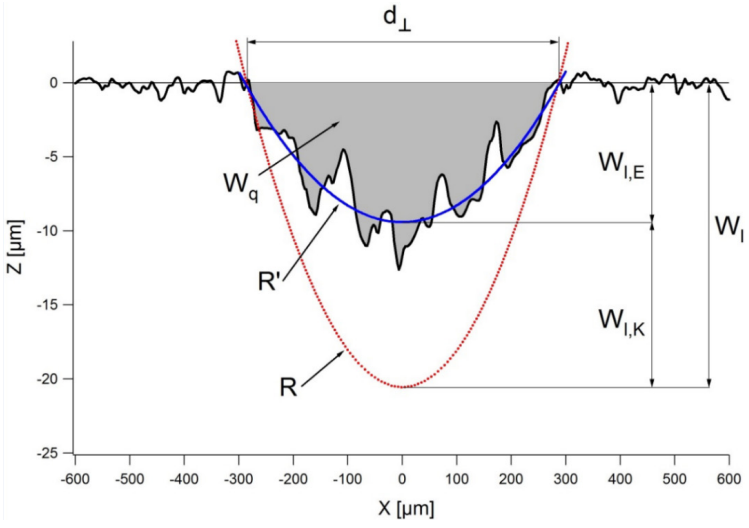


Abb. 4-16: Querschnittsprofil einer Verschleißkalotte auf einer 100Cr6-Ebene, entnommen aus einer Messung mittels WLIM. Zu sehen ist die Profillinie mit Mittelhöhenwert außerhalb der Spur gleich Null, Spurbreite $d_\perp$, planimetrischem Verschleiß W_q (Querschnittsfläche der Kalotte der Ebene, grau gefüllt), gefittetem Kreisumfang mit Krümmungsradius R', berechnetem Kreisumfang mit Kugelradius R, linearem Gesamtverschleiß W_l, linearem Verschleiß der Ebene $W_{l,E}$ und linearem Verschleiß der Kugel $W_{l,K}$. Überarbeitet nach [73].

Sowohl $d_\perp$ als auch W_q hängen von der Rauheit der unverschlissenen Oberfläche der Probe und von der Rauheit der Spur ab, die die Genauigkeit bei der Bestimmung des Nullwertes der Höhe und damit die Identifizierung der Spurränder wesentlich beeinflussen. Die daraus resultierenden Fehler können aufgrund der automatisierten Analyse oder des individuellen Ermessens stark variieren und daher auch nicht abgeschätzt werden. Es muss betont werden, dass nur die Fläche unterhalb der unverschlissenen Oberfläche, d. h. unterhalb des Nullwertes der Höhe, als planimetrischer Verschleiß betrachtet wird. Falls Teile der Profillinie sich oberhalb der Null-Achse befinden, z. B. aufgrund von Auftrag, wird die entsprechende positive Fläche nicht abgezogen, sondern vernachlässigt.

Im Folgenden wird mit Hilfe der Abb. 4-17 gezeigt, wie R' einer Reibkalotte analytisch berechnet wird.

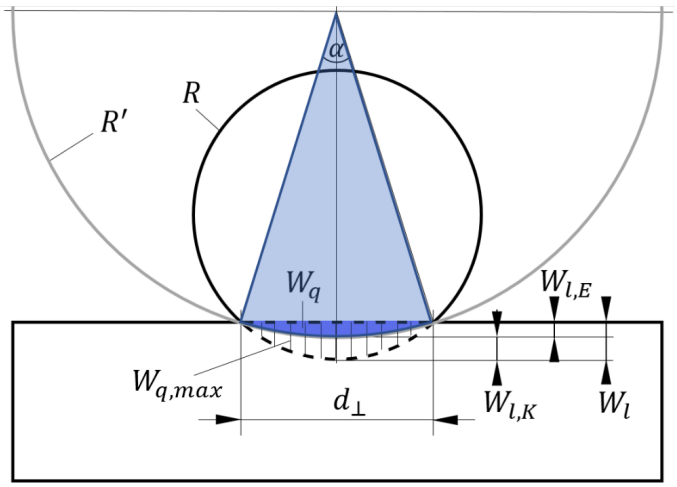


Abb. 4-17: Schematische Darstellung des Verschleißes an Kugel und Ebene normal zur Reibrichtung. Die Abbildung dient zur Veranschaulichung der Größen, die bei der Berechnung des sich im Reibversuch einstellenden Radius der gekrümmten Verschleißfläche R' verwendet werden: Radius der Kugel R, Verschleißspurbreite $d_\perp$, Winkel des Kreissektors α, planimetrischer Verschleiß W_q, maximaler planimetrischer Verschleiß $W_{q,max}$, linearer Gesamtverschleiß W_l, linearer Verschleiß der Kugel $W_{l,K}$, linearer Verschleiß der Ebene $W_{l,E}$. Gestrichelt dargestellt sind die ursprünglichen Oberflächenprofillinien von Kugel und Ebene.

Die Fläche des Kreisabschnitts W_q ist die Fläche des Kreissektors minus die Fläche des Dreiecks mit $d_\perp$ als Basis und $(R' - W_{l,E})$ als Höhe:

$$\boldsymbol{W_q} = \frac{1}{2}R'^2\alpha - \frac{1}{2}d_\perp\left(R' - W_{l,E}\right), \tag{30}$$

wo der Winkel in Radianten gemessen ist. Da

$$\boldsymbol{W_{l,E}} = R' - \sqrt{R'^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2}, \tag{31}$$

ist

$$R' - W_{l,E} = \sqrt{R'^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2}. \tag{32}$$

Daraus folgt:

$$\boldsymbol{W_q} = \frac{1}{2}R'^2\alpha - \frac{1}{2}d_\perp\sqrt{R'^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2}. \tag{33}$$

Da
$$\boldsymbol{\alpha} = 2\arcsin\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right), \tag{34}$$

kann W_q wie folgt geschrieben werden:

$$\begin{aligned}\boldsymbol{W_q} &= R'^2\arcsin\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right) - \frac{1}{2}d_\perp\sqrt{R'^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2} \\ &= R'^2\arcsin\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right) - \frac{1}{2}d_\perp R'\sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2} \\ &= R'^2\left[\arcsin\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right) - \frac{d_\perp}{2R'}\sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2}\right].\end{aligned} \tag{35}$$

Wenn $d_\perp \ll R'$ ist, ergeben sich aus den Taylor-Entwicklungen folgende Näherungen:

$$\arcsin\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right) \cong \frac{d_\perp}{2R'} + \frac{1}{6}\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^3 \tag{36}$$

und
$$\sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2} \cong 1 - \frac{1}{2}\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2. \tag{37}$$

Schließlich kann W_q bzw. R' wie folgt angenähert werden:

$$\begin{aligned}\boldsymbol{W_q} &\cong R'^2\left[\frac{d_\perp}{2R'} + \frac{1}{6}\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^3 - \frac{d_\perp}{2R'}\left[1 - \frac{1}{2}\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2\right]\right] \\ &= R'^2\left[\frac{1}{6}\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^3 + \frac{1}{2}\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^3\right] \\ &= \frac{2}{3}R'^2\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^3 = \frac{d_\perp^3}{12R'}.\end{aligned} \tag{38}$$

Bzw.:
$$\boldsymbol{R'} \cong \boldsymbol{R'_{app}} = \frac{d_\perp^3}{12W_q}. \tag{39}$$

Der Fehler dieser Näherung ist in Abb. 4-18 dargestellt. Die Näherung führt immer zu einer Unterschätzung von R' ($R'_{app} < R'$).

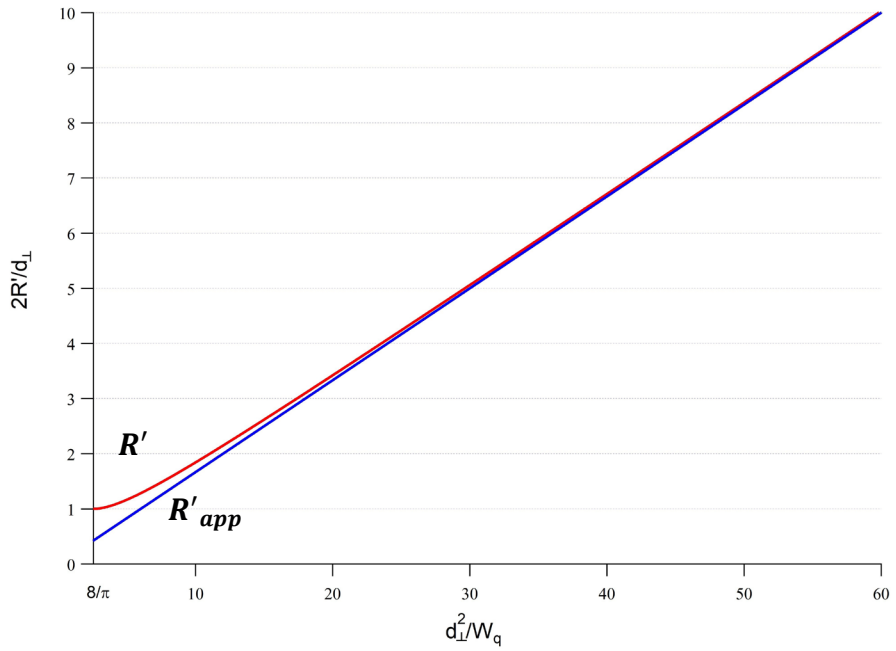


Abb. 4-18: Vergleich der exakten Lösung (rot) mit der Näherungslösung (blau) der Berechnung von R' aus Gl. (39). Dargestellt ist das Verhältnis aus doppeltem Krümmungsradius R' zur Spurbreite $d_\perp$ über dem Verhältnis des Quadrats der Spurbreite $d_\perp^2$ zum planimetrischen Verschleiß W_q. Reproduziert aus [73].

Der Fehler der Näherung von R' ist am größten, wenn die Kugel nicht verschleißt und die Ebene maximal verschleißt mit $R' = R = W_l = \frac{d_\perp}{2}$. Die Fläche W_q ist in diesem Fall die halbe Kreisfläche $\frac{\pi}{8} d_\perp^2$ und die Näherungsgleichung (39) ergibt $R'_{app} \cong \frac{2d_\perp}{3\pi} = \frac{4R}{3\pi} = 0{,}424R$. Der maximale Wert von $\frac{R'-R'_{app}}{R'}$ beträgt in diesem Grenzfall also $1 - \frac{4}{3\pi} \cong 57{,}6\ \%$ und kann auch aus Abb. 4-19 entnommen werden, welche den relativen Fehler der Näherungsgleichung darstellt. Man sieht, dass der Fehler bereits kleiner als 10 % ist, wenn $\frac{2R'}{d_\perp} > 1{,}8$ (d. h. $d_\perp < 1{,}1R'$) ist; für $\frac{2R'}{d_\perp} > 2{,}485$ (d. h. $d_\perp < 0{,}8R'$) ist der Fehler sogar kleiner als 5 %.

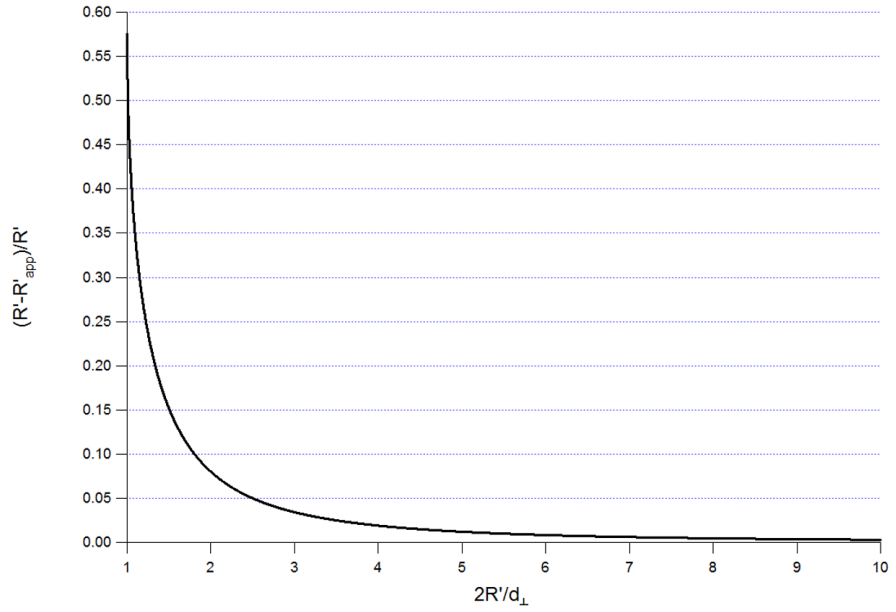


Abb. 4-19: Relativer Fehler in der Berechnung von R' durch die Verwendung der Näherungsgleichung (39) über dem Verhältnis aus doppeltem Krümmungsradius R' zur Spurbreite $d_\perp$. Reproduziert aus [73].

Für die Berechnungen der linearen und volumetrischen Verschleißgrößen werden in der Literatur häufig dieselben Annäherungen benutzt:

$$\boldsymbol{W_{l,E}} = R' - \sqrt{R'^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2} = R'\left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2}\right] \tag{40}$$

$$\cong R'\left[\frac{1}{2}\left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2\right] = \frac{d_\perp^2}{8R'}.$$

$$\boldsymbol{W_{l,K}} = R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2} - W_{l,E} \tag{41}$$

$$\cong \frac{d_\perp^2}{8R} - \frac{d_\perp^2}{8R'} = \frac{d_\perp^2}{8}\left(\frac{1}{R} - \frac{1}{R'}\right).$$

Um $W_{v,E}$ zu berechnen, wie in älteren Messungen üblich, wird davon ausgegangen, dass über den stroke Δx der planimetrische Verschleiß konstant ist und das so eingeschlossene Volumen addiert:

$$\boldsymbol{W_{v,E}} = \frac{1}{3}\pi W_{l,E}^2\left(3R' - W_{l,E}\right) + W_q\Delta x \tag{42}$$

$$= \pi R' W_{l,E}^2 - \tfrac{1}{3}\pi W_{l,E}^3 + W_q\Delta x.$$

Da der Term $\frac{1}{3}\pi W_{l,E}^3$ vernachlässigbar ist, ergibt sich als Näherung:

$$\boldsymbol{W_{v,E}} \cong \pi R' W_{l,E}^2 + W_q\Delta x \quad = \frac{1}{8}\pi d_\perp^2 W_{l,E} + W_q\Delta x \quad = \frac{\pi d_\perp^4}{64R'} + W_q\Delta x. \tag{43}$$

Für $W_{v,K}$ kann man schreiben:

$$\boldsymbol{W_{v,K}} = \frac{1}{3}\pi\left(W_{l,K} + W_{l,E}\right)^2\left(3R - W_{l,K} - W_{l,E}\right) - \frac{1}{3}\pi W_{l,E}^2\left(3R' - W_{l,E}\right). \tag{44}$$

Aus $$\boldsymbol{W_l} = W_{l,K} + W_{l,E} \cong \frac{d_\perp^2}{8R} \tag{45}$$

folgt: $$\boldsymbol{W_{v,K}} = \frac{1}{3}\pi\left(\frac{d_\perp^2}{8R}\right)^2\left(3R - \frac{d_\perp^2}{8R}\right) - \frac{1}{3}\pi\left(\frac{d_\perp^2}{8R'}\right)^2\left(3R' - \frac{d_\perp^2}{8R'}\right) \tag{46}$$

$$\cong \pi\left(\frac{d_\perp^2}{8R}\right)^2 R - \pi\left(\frac{d_\perp^2}{8R'}\right)^2 R'$$

$$= \pi\frac{d_\perp^4}{64}\left(\frac{1}{R} - \frac{1}{R'}\right) = \pi\frac{d_\perp^2}{8}W_{l,K}.$$

Bei der hier angewandten Näherung wurden die Terme $\left(\frac{d_\perp^2}{8R}\right)^2$ und $\left(\frac{d_\perp^2}{8R'}\right)^2$ in Gl. (46) vernachlässigt in der Annahme, dass $\frac{d_\perp}{R} \ll 1$ ist.

Wenn nur das Gesamtvolumen von Interesse ist, ist die Berechnung von R' nicht notwendig,

da $$\boldsymbol{W_v} = W_{v,E} + W_{v,K}. \tag{47}$$

Mit Gl. (42) und (44) ergibt sich für W_v die exakte Lösung:

$$\boldsymbol{W_v} = \pi R^3 \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2}\right]^2 - \frac{1}{3}\pi R^3 \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2}\right]^3 + W_q \Delta x. \tag{48}$$

Mit der Näherung $\left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2}\right]^3 \cong 0$ ergibt sich für W_v ein etwas größeres Volumen mit:

$$\boldsymbol{W_v} \cong \pi R^3 \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2}\right]^2 + W_q \Delta x, \tag{49}$$

und mit der Näherung $\sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2} \cong 1 - \frac{1}{2}\left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2$ verringert sich das Volumen:

$$\boldsymbol{W_v} \cong \frac{1}{4}\pi R^3 \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^4 \left[1 - \frac{1}{6}\left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2\right] + W_q \Delta x. \tag{50}$$

Die Einflüsse der Näherungen gleichen sich also bei gleichzeitiger Anwendung teilweise aus:

$$\boldsymbol{W_v} \cong \pi \frac{d_\perp^4}{64R} + W_q \Delta x. \tag{51}$$

Ein Vergleich der Näherungen mit der exakten Lösung und mit mittels 3D-Messungen ermittelten Verschleißvolumina wird in Abschnitt 4.2.4.3 gezeigt.

Aus Gl. (45) kann W_v auch wie folgt geschrieben werden:

$$\boldsymbol{W_v} \cong \pi W_l^2 R + W_q \Delta x. \tag{52}$$

W_v kann also aus W_l und W_q berechnet werden, ohne $d_\perp$ messen zu müssen. Der lineare Verschleiß W_l wird während der Versuche gemessen. Dieser Messwert ist allerdings häufig sehr unzuverlässig, weist Sprünge auf und ist mit großen Fehlern behaftet. Daher werden hier die Verschleißhöhen W_l aus der Breite $d_\perp$ der Verschleißkalotten aus Gl. (45) berechnet, anstatt die in-situ gemessenen Werte zu benutzen.

Die Fehlerfortpflanzung durch die Näherungen von R' betrifft für die Berechnungen der Verschleißvolumina ausschließlich die Formeln für Kugel und Ebene, nicht jedoch jene für das Gesamtverschleißvolumen, da dieses nicht von R' abhängt. Aus diesem Grund gilt auch:

$$\partial W_{v,E}(\partial R') = -\partial W_{v,K}(\partial R'). \tag{53}$$

Bei Vernachlässigung der Terme in den Gl. (42) und (46), die proportional zu $d_\perp^6$ sind, gilt:

$$\frac{\partial\left(W_{v,E} - W_q \Delta x\right)}{W_{v,E} - W_q \Delta x} = \left[1 - \frac{2}{\sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R'}\right)^2}}\right] \frac{\partial R'}{R'}. \tag{54}$$

Also ist der Fehler in $W_{v,E}$ aufgrund des Fehlers in R' immer negativ und zwischen $-\partial R'/R'$ und $-2\partial R'/R'$ für $0 < d_\perp < 1{,}5R'$.

4.2.4.1 Sonderfälle bei der Berechnung von W_v

Im Falle von kleinen stroke kann der Term $W_q \Delta x$ in Gl. (48) vernachlässigt werden und das Gesamtverschleißvolumen wie folgt geschrieben werden:

$$\boldsymbol{W_v = W_{v,min}} = \pi R^3 \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2}\right]^2 - \frac{1}{3}\pi R^3 \left[1 - \sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2}\right]^3 \cong \frac{\pi d_\perp^4}{64R}. \quad (55)$$

Diese Gleichung beschreibt das kleinstmögliche Verschleißvolumen $W_{v,\min}$, das sich bei gegebener Spurbreite $d_\perp$ bzw. linearem Verschleiß W_l bilden kann.

Auch wenn der stroke nicht vernachlässigt werden kann, aber nur ein Reibpartner verschleißt, kann das Verschleißvolumen angenähert werden.

Gleichung (55) beschreibt auch das Verschleißvolumen, wenn nur die Kugel verschleißt, z. B. wenn die Ebene sehr viel härter ist als die Kugel, denn in diesem Fall ist $W_q = 0$.

Wenn nur die Ebene verschleißt, ergibt sich aus dem nicht vernachlässigbaren stroke der zusätzliche Term $W_{q,max} \cdot \Delta x$ ($W_{q,max}$ wurde in Abb. 4-17 definiert). In diesem Fall ergibt sich das größtmögliche Gesamtverschleißvolumen $W_{v,max}$, das sich bei gegebener Spurbreite $d_\perp$ bzw. linearem Verschleiß W_l einstellen kann. $W_{q,max}$ kann aus Gl. (35) mit R statt R' berechnet werden. Aus Gl. (48) ergibt sich:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{W_{v,max}} = {} & \frac{\pi\left[R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2}\right]^2}{3}\left[2R + \sqrt{R^2 - \left(\frac{d_\perp}{2}\right)^2}\right] \\ & + R^2\Delta x\left[\arcsin\left(\frac{d_\perp}{2R}\right) - \frac{d_\perp}{2R}\sqrt{1 - \left(\frac{d_\perp}{2R}\right)^2}\right] \\ \cong {} & \frac{\pi d_\perp^4}{64R} + \frac{d_\perp^3 \Delta x}{12R} \end{aligned} \quad (56)$$

Gleichung (56) lässt sich im Falle von sehr großen stroke ($\Delta x \gg d_\perp$) weiter vereinfachen, indem der Term $\frac{\pi d_\perp^4}{64R}$ vernachlässigt wird:

$$\boldsymbol{W_{v,max}} \cong \frac{d_\perp^3 \Delta x}{12R} \quad (57)$$

Diese Berechnung für Spezialfälle des Verschleißes ist zugleich eine einfache und schnelle Methode zur Überprüfung der gemessenen Gesamtvolumina, die immer zwischen $W_{v,min}$ und $W_{v,max}$ liegen müssen.

Bei allen vorherigen Betrachtungen wurden elastische Deformationen, die nach dem Versuch relaxiert werden, vernachlässigt. Das heißt, dass Kugel und Ebene während eines Versuchs unter der Normalkraft deformiert sind und die Profillinien nach der Relaxation nur annähernd miteinander gleichgesetzt werden können. Der daraus resultierende Fehler kann hier vernachlässigt werden, denn seine Bedeutung nimmt mit zunehmendem Verschleißvolumen ab.

In allen Fällen, in denen die Länge der Kalotte von ihrer Breite abweicht ($d_\parallel \neq d_\perp$), muss $d_\perp$ durch $\sqrt{d_\parallel d_\perp}$ ersetzt werden (z. B. in Gl. (43), (46) und (51)).

4.2.4.2 Vergleich der Messungen mittels AFM, Weißlichtinterferometrie und taktiler Verfahren

Die Ergebnisse dieses und des nächsten Abschnitts sind Thema einer Publikation [73], die während der Promotionsarbeit verfasst wurde. Um die Genauigkeit der WLIM-Aufnahmen zu untersuchen, wurden nach einem Reibversuch Vergleichsmessungen mittels gestitchten AFM-Kontakt-Messungen an den Oberflächen der 100Cr6-Ebene und der 100Cr6-Kugel ($R = 2$ mm) durchgeführt. Die WLIM-Aufnahme der Verschleißspur auf der Ebene ist in Abb. 4-20 dargestellt.

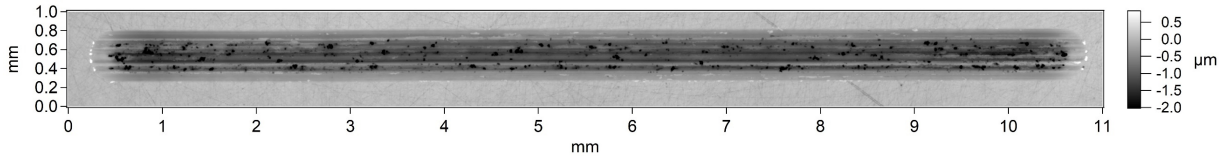


Abb. 4-20: WLIM-Aufnahme einer Reibspur auf der Ebene. Reproduziert aus [73].

Eine Reihe von AFM-Aufnahmen wurde jeweils an Kugel und Ebene quer zur Reibrichtung aufgenommen und die Bilder anschließend zu einem Bild zusammengesetzt. Diese Bilder sind zusammen mit den daraus entnommenen Profillinien in Abb. 4-21 dargestellt und decken jeweils nur einen geringen Teil der WLIM-Bilder ab. Zur besseren Veranschaulichung im Diagramm sind die Profillinien der Querschnitte von Kugel und Ebene mit einer Verschiebung von ca. 400 nm übereinander dargestellt. Es zeigt sich eine weitgehende Übereinstimmung in den Profilen. Bis auf wenige Löcher auf der Ebene und kleine Abweichungen auf der Kugelkalotte weichen die Kurven in ihrem Verlauf entlang der x-Achse kaum voneinander ab.

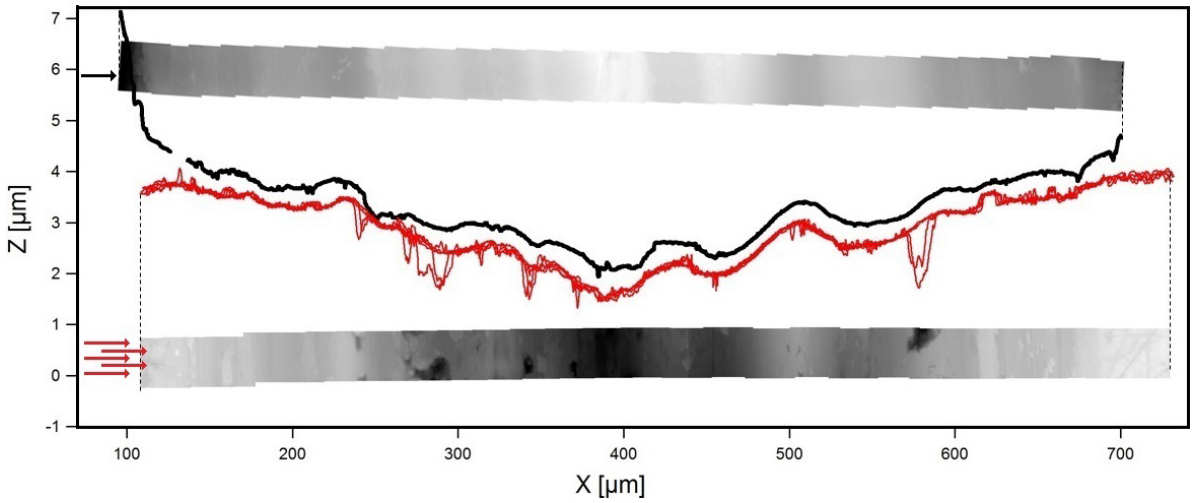


Abb. 4-21: Profillinien senkrecht zur Reibrichtung von Kugel (oben, schwarz, dick) und Ebene (fünf dünne Linien, rot, unten) mit dazugehörigen Topografiebildern. Die Kugel ist oben mit einer Grauskala von −2,6 µm (weiß) bis 2 µm (schwarz) dargestellt. Die Ebene ist unten mit einer Grauskala von −2,3 µm (schwarz) bis 0,5 µm (weiß) dargestellt. Die AFM-Kontakt-Topografien wurden in der Mitte der Reibspuren von Kugel und Ebene aufgenommen. Ein schwarzer und fünf rote Pfeile an den Topografiebildern markieren die Positionen, an denen die Profillinien entnommen wurden. Reproduziert aus [73].

Ein Vergleich der Weißlichtmessdaten mit denen des AFM ist am Beispiel der Kugelkalotte in Abb. 4-22 dargestellt.

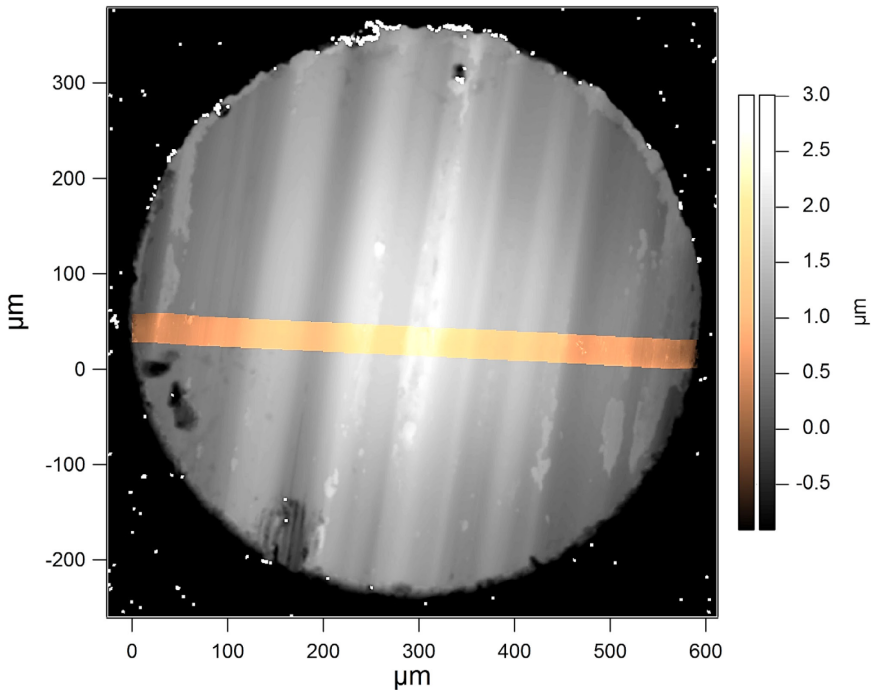


Abb. 4-22: Überlagerung zweier topografischer Aufnahmen einer Kugelverschleißkalotte (R = 2 mm): Gesamtbild in Grau-Farbskala, aufgenommen mit dem Weißlichtinterferometer, Teilbereich in Kupfer-Farbskala gestitcht aus einzeln aufgenommenen AFM-Kontakt-Bildern. Reproduziert aus [73].

Nach einer Korrektur der lateralen Dimension der Weißlichtdaten um ca. 1 % stimmten die Bilder überein. Das durch WLIM-Messung gemessene Volumen weicht um weniger als 0,5 % vom durch AFM bestimmten Volumen ab. Es konnte dadurch gezeigt werden, dass die verwendeten WLIM-Messdaten eine hohe und daher akzeptable Genauigkeit aufweisen. Ähnliches konnte auch schon von Wäsche et al. gezeigt werden [74]. Daher lohnt sich die Bestimmung der Verschleißvolumina durch Weißlicht, in der Regel aber nicht die durch AFM-Stitching aufgrund des unverhältnismäßig großen Aufwands. Anders verhält es sich im Fall sehr geringer Verschleißvolumina im Bereich der Rauheitshügel, wie untersucht von Cappella et al. [75]. Dabei ist kein R' ermittelbar oder der Fehler kann ein Vielfaches des ermittelten Wertes betragen und auch die Genauigkeit von WLIM reicht zur Bestimmung von W_v nicht aus. Auch wenn die Topografie der Spuren im Submikrometerbereich von Interesse ist, eignet sich eine AFM-Messung besser.

4.2.4.3 Fehler in der Bestimmung des Verschleißvolumens an einem Beispiel

Zur Beurteilung des Einflusses einer zufällig gewählten Profillinie der Verschleißspur einer Ebene auf die daraus berechneten Verschleißkennwerte werden die statistischen Verteilungen von W_q und $d_\perp$ benötigt. Dafür dient im Folgenden als Beispiel die WLIM-Messung aus Abb. 4-20. Die Auswertung aller 3350 Profillinien entlang Δx unter Ausschluss der Randbereiche ergibt für $d_\perp$ einen Mittelwert von 559 ±16 µm, für W_q von 452 ±36 µm² und für $W_{l,E}$ von 1135 ±65 nm. Mit Hilfe der Maxima und Minima dieser Verteilungen wurden die resultierenden Mittelwerte sowie die Abweichungen für die exakte Lösung für W_v nach Gl. (48) und die für die genäherten Lösungen nach Gl. (49), (50) und (51) berechnet. Genauso wurde verfahren, um die Lösungsbereiche für $W_{v,K}$ und $W_{v,E}$ nach Gl. (46) und (43), für $W_{l,K}$, $W_{l,E}$ und W_l nach Gl. (40), (41) und (45) sowie für $W_{v,min}$ und $W_{v,max}$ nach Gl. (55) und (56) zu berechnen. Alle Werte sind in Tabelle 5 aufgelistet.

Tabelle 5: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Verschleißkenngrößen

Größe und Methode	Symbol	Kugel	Ebene	gesamt	Einheit
Spurbreite aus Weißlichtmessung	$d_\perp$		559 ±16		µm
Planimetrischer Verschleiß aus Weißlichtmessung	W_q		452 ±36		µm²
Verschleißvolumen aus Weißlichtmessung	$W_{v(K/E)}$	2716	4435	7151	10^{-6} mm³
Minimales und maximales Verschleißvolumen berechnet aus Gl. (55) und (56)	$W_{v,min}$ $W_{v,max}$	2400 ±273 0	0 75369 ±6526	2400 ±273 75369 ±6526	10^{-6} mm³
Verschleißvolumen berechnet aus Gl. (48)	W_v			6944 ±637	10^{-6} mm³
Verschleißvolumen berechnet aus Näherungs-Gl. (49)	W_v			6952 ±638	10^{-6} mm³
Verschleißvolumen berechnet aus Näherungs-Gl. (50)	W_v			6920 ±633	10^{-6} mm³
Verschleißvolumen berechnet aus Näherungs-Gl. (46), (43) und (51)	$W_{v,K}$ $W_{v,E}$ W_v	2260 ±282	4674 ±402	 6928 ±635	10^{-6} mm³
Linearer Verschleiß aus Weißlichtmessung	$W_{l,K}$ $W_{l,E}$ W_l	18,3 ±1,2	1,2 ±0,3	 19,5 ±1,1	µm
Linearer Verschleiß berechnet aus Gl. (40) und (45)	$W_{l,K}$ $W_{l,E}$ W_l	19,3 ±0,5	1,135 ±0,065	 20,5 ±0,5	µm

Die Mittelwerte der Ergebnisse der drei genäherten Gleichungen für W_v weichen um maximal $24 \cdot 10^{-6}$ mm³ von denen der exakten Lösung nach Gl. (48) ab. Die Standardabweichung der exakten Lösung liegt mit $637 \cdot 10^{-6}$ mm³ mit einem Faktor von ca. 27 deutlich höher. Wie anhand dieses Beispiels gezeigt, kann also der durch die Näherungen in Gl. (49), (50) und (51) entstehende Fehler gegenüber der in der zufälligen Auswahl der Profillinie begründeten Fehlerquelle vernachlässigt werden. Auch wenn eine Profillinie ausgewählt wird, deren $d_\perp$ und W_q weniger als σ von den Mittelwerten abweichen, kann der Fehler im Volumen bis zu 12 % betragen. Der maximale Fehler durch die zufällige Auswahl einer Profillinie beträgt in diesem Beispiel 25 %.

Andere Spuren können deutliche Anomalien aufweisen. Diese werden im nachfolgenden Abschnitt beschrieben. In diesen Fällen ist mit deutlich größeren Standardabweichungen zu rechnen, womit der Fehler durch die Näherungen noch weniger ins Gewicht fällt.

4.2.5 Anomalien der Reibspuren

Anomalien in der Reibspur sind starke Abweichungen vom Modell einer gleichförmigen Reibspur auf der Ebene. Reibspuren mit Anomalien weisen also kein R' auf. Anomalien können entweder zufällig oder durch ungleichmäßige Beanspruchungsparameter, Material-inhomogenitäten oder unregelmäßige Bewegungen der Probe auftreten. In diesen Fällen sind 3D-Messungen des Verschleißvolumens von großem Vorteil gegenüber der Berechnung

anhand einiger Profillinien, da diese zufällig ausgewählten Profillinien nicht repräsentativ für den Querschnitt der Spur sind und zu sehr fehlerhaften Ergebnissen führen können. Nachfolgend werden die wichtigsten Anomalien beschrieben:

1. Unregelmäßigkeiten der Verschleißkalotten in Reibrichtung können durch Materialausbrüche oder -übertragungen, z. B. infolge von Verschweißungen, auftreten. Materialübertrag im Allgemeinen ist eigentlich kein Verschleiß und kann auch durch 3D-Messungen nicht erkannt werden. Das lokal innerhalb der Reibspur der Ebene haftende Material kann bei der Berechnung anhand von Querschnitten zu erheblichen Abweichungen führen. In einigen Fällen, vor allem bei isolierten Materialübertragungen, kann man solche Anomalien erkennen und berücksichtigen.
2. Aufwürfe (pile-ups) am Rand der Verschleißspur, z. B. durch plastische Deformation oder haftende Verschleißpartikel, können eine Spur breiter erscheinen lassen. Die Festlegung der Position der Ränder hat einen wichtigen Einfluss auf die Verschleißvolumenberechnung.
3. Untypischer Verschleiß der Kugel an den Rändern, aber nicht oder nur sehr gering in der Mitte der Spur. Dadurch kann die Reibspur auf der Ebene schmaler erscheinen als auf der Kugel.
4. W-förmiges Profil: In diesem Fall ist der Verschleiß in der Mitte der Spur auf der Ebene sehr gering. Das führt zu einer anderen Geometrie der Spur als der in Abb. 4-17 und demzufolge zu größeren Fehlern in der Berechnung von $W_{v,K}$.
5. Auch ein sehr geringer Verschleiß im Bereich der Rauheitshügel kann als Anomalie bezeichnet werden. Hierbei werden durch Festlegen des Nullwertes der Höhe im Querschnittsprofil auch Rauheitstäler dem Verschleiß zugeordnet und deren Anteil fließt in die Berechnung des Volumens mit ein. Besser eignet sich in diesem Fall zur Bestimmung des Verschleißvolumens eine Subtraktion der 3D-Daten einer AFM-Messung der verschlissenen Probe von denen der unbeanspruchten Probe.
6. Unregelmäßige Relativbewegung der Proben: Beim SRV 3 kommt es vor, dass Spuren der Ebene nicht symmetrisch sind. Beim Auftreten solcher Anomalien fällt auf, dass das Wegsignal in Reibrichtung nicht sinusförmig ist. Die Ursache dafür ist nicht bekannt, könnte aber im einseitigen und deswegen asymmetrischen Antrieb liegen. Eine andere Erklärung liefert die Regelung der Auslenkung, die über die Antriebsleistung erfolgt. Es kann auch zu mehreren überlagerten Reibspuren kommen, die durch Schwingungen um verschiedene Mittelpunkte entstehen.
7. Pendelbewegung: Wie in Abschnitt 4.1.1 bereits erläutert, führt die Bauart der z-Achse beim SRV 3 (Kraftaufbringung durch eine Stange) mit einem Drehpunkt ca. 14 cm oberhalb des Reibkontakts unter bestimmten Bedingungen zur deutlichen Abbildung einer Pendelbewegung in der Reibspur auf der Ebene (siehe Abb. 4-23). Diese Form entsteht dann, wenn die Schwingfrequenz größer ist als die Resonanzfrequenz des Federmassesystems der Normalkraftaufbringung. Das führt dazu, dass durch die verzögerte Wegnachstellung in z-Richtung bei Auslenkung des Pendels auch die Normalkraft mit Verzögerung nachjustiert wird. Die Pressung verringert sich dementsprechend im Extremfall gegen Null. Der Verschleiß ist also in Richtung der Auslenkmaxima geringer und es entwickelt sich mit der Zeit eine Reibspur, in der sich entlang der Reibrichtung die Kreisbahn des Pendels abbildet. In diesem Fall sind die

Formeln zur Berechnung der Verschleißvolumina mit einem zusätzlichen Fehler behaftet, da W_q und $d_\perp$ zu den Rändern hin abnehmen. Deutlich zu erkennen im Längs-Profil der Ebene in Abb. 4-23 ist der Radius von ca. 140 mm, welcher der geschätzte Abstand des Drehpunkts der vertikalen Kraftachse ist, welche die Normalkraft überträgt.

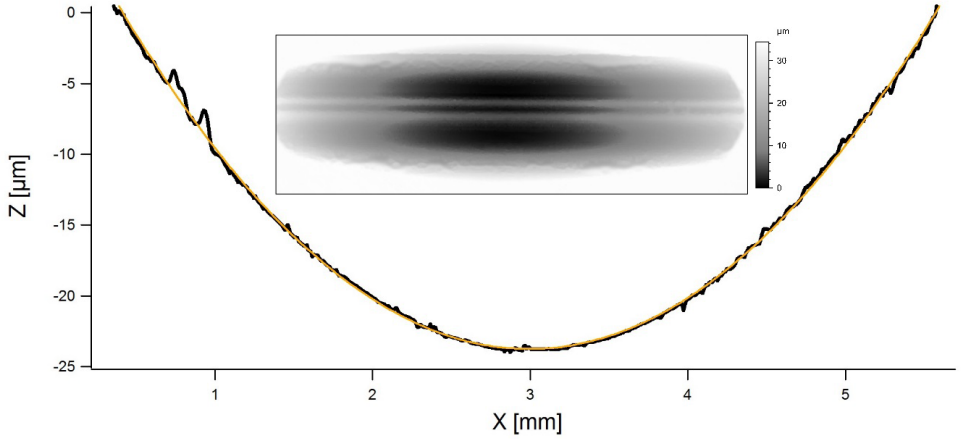


Abb. 4-23: Profil einer Reibspur auf der Ebene entlang der Reibrichtung (schwarz), erzeugt im SRV 3, mit angelegtem Kreissegment (orange) mit einem Radius von 140 mm.

5 Ergebnisse

Die in den nachfolgenden Abschnitten vorgestellten Daten stammen aus selbst durchgeführten Versuchen am SRV 3 und am TKLB (Gruppe A) sowie aus Versuchen, die in der Vergangenheit am TKLB, TKLA, TKRD und TKRB durchgeführt und in der Datenbank TRIDAS gespeichert wurden (Gruppe B). In allen Fällen handelt es sich um ungeschmierte Schwingversuche zwischen 100Cr6-Kugeln und 100Cr6-Ebenen. Die Verschleißvolumina von Ebenen und Kugeln aus den Versuchen der Gruppe B wurden ausnahmslos mit der W_q-Methode (Gl. (43) und (46)) berechnet. Bei den selbst durchgeführten Versuchen wurden die Verschleißvolumina der Ebenen gemessen; die der Kugeln wurden teilweise gemessen und teilweise mit der W_q-Methode (Gl. (46)) berechnet, wenn eine WLIM-Messung nicht möglich war.

Bei fast allen Auswertungen wird eine sehr große Anzahl von Daten verwendet, um die Signifikanz der statistischen Ergebnisse zu erhöhen und um genaue Vorhersagen für den Verschleiß zu treffen. Dies ermöglicht es, systematische Fehler und unbekannte Einflüsse von Parametern auszumachen. Zudem können die Ergebnisse verschiedener Methoden zur Bestimmung von Verschleißvolumen leichter verglichen werden.

Im ersten Abschnitt (5.1) wird die Abhängigkeit des Verschleißvolumens vom Produkt aus Normalkraft und Gleitweg, $F_N s_R$, und von der Initial-Flächenpressung untersucht; im zweiten (5.2) wird vor allem der Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf den Verschleiß analysiert.

Wenn der Reibkoeffizient konstant ist, ist $F_N s_R$ proportional zur ins System eingeleiteten Energie. Das ist aber nicht der Fall bei den vorliegenden Versuchen, da die Werte des Reibkoeffizienten zwischen 0,4 und 0,8 variieren. Zudem hängt der Reibwert aufgrund der unterschiedlichen Berechnungsansätze von den Auswertealgorithmen der Geräte ab. Insbesondere weichen die am SRV 3 ermittelten, durch die peak-to-peak Methode berechneten Daten von denen der anderen Tribometer stark ab (siehe 4.2.1). Deswegen wurde in Anlehnung an das Archard-Gesetz $F_N s_R$ als unabhängige Variable ausgewählt.

5.1 Abhängigkeit des Verschleißvolumens von $F_N s_R$

Bei den in diesem Abschnitt ausgewerteten Tests waren die relative Luftfeuchtigkeit und die Temperatur nur Schwankungen des temperierten Raumes ausgesetzt, wurden aber nicht absichtlich variiert. Stroke, Frequenz, Normalkraft und Anzahl der Zyklen wurden in sehr großen Bereichen variiert. Es wurde darauf geachtet, dass das Produkt aus Normalkraft und Gleitweg, das sich aus diesen Parametern ergibt, ebenfalls einen sehr großen Bereich abdeckt ($7 \cdot 10^{-3}$ bis $9{,}2 \cdot 10^{4}$ Nm).

5.1.1 Genauigkeit der W_q-Methode

Um die Genauigkeit und Wiederholbarkeit der Berechnungen nach der W_q-Methode abzuschätzen, ist es entscheidend, die berechneten und gemessenen Verschleißvolumina aller Ebenen der selbst durchgeführten Versuche zu vergleichen.

Abbildung 5-1 zeigt links das Histogramm der Verhältnisse von berechneten zu durch WLIM gemessenen Werten der Verschleißvolumina der 100Cr6-Ebenen ($(W_{v,E})_M/(W_{v,E})_R$). Die 102 berechneten Werte wurden dabei jeweils anhand einer zufällig ausgewählten Profillinie mit der W_q-Methode nach Gleichung (43) ermittelt (siehe Abschnitt 4.2.4). Auf der rechten Seite sind dieselben Verhältnisse in logarithmischer Skalierung über der Versuchsreihenfolge dargestellt.

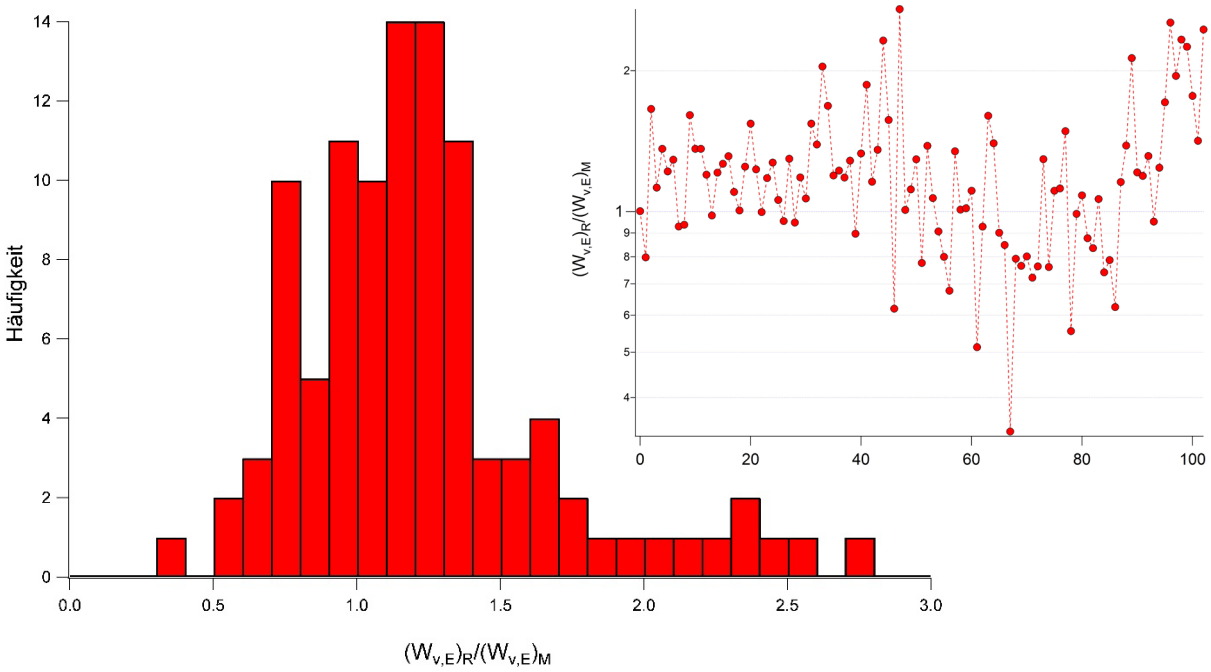


Abb. 5-1: Links: Histogramm der Verhältnisse der berechneten ($(W_{v,E})_R$) zu den gemessenen ($(W_{v,E})_M$) Verschleißvolumina der Ebenen. Rechts: Verhältnisse der berechneten zu den gemessenen Verschleißvolumina der Ebenen in chronologischer Reihenfolge. Alle Daten stammen aus Versuchen, die mit 100Cr6-Kugeln (R = 2 bzw. 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen bei ungeschmierter Schwingbeanspruchung am SRV 3 oder am TKLB durchgeführt wurden.

Das Histogramm ist nicht symmetrisch, die Daten sind also nicht normalverteilt. Die maximale Häufigkeit der Verhältnisse liegt bei ca. 1,2 und der Durchschnitt beträgt 1,13. Die berechneten Volumina der Ebenen sind daher im Durchschnitt größer als die durch WLIM ermittelten Werte. Die Standardabweichung (0,27) ist ziemlich groß. Eine Korrelation zwischen der Abweichung der Verhältnisse vom Wert eins und den Testparametern oder topografischen Größen, wie z. B. der Spurbreite, konnte nicht festgestellt werden.

Die Verhältnisse der berechneten Gesamtverschleißvolumina zu den gemessenen kann nur für 41 Testergebnisse berechnet werden, da die Verschleißvolumina der Kugeln nicht immer mit WLIM gemessen werden konnten. Daher ist die Signifikanz der Verteilung für W_v (mit einem Mittelwert von 0,964 und einer Standardabweichung von 0,5) nicht so hoch wie bei den Ebenen. Allerdings liegt die Vermutung nahe, dass die Fehler von $W_{v,E}$ und $W_{v,K}$ sich mindestens teilweise kompensieren.

Diese Analyse bestätigt das Ergebnis der Untersuchung im Abschnitt 4.2.4, nämlich dass die zufällige Wahl einer Profillinie für die W_q-Methode die größte Fehlerquelle darstellt. Daher sollten Volumen immer gemessen und nicht berechnet werden.

5.1.2 Versuche mit Kugeln mit R = 5 mm

In Abb. 5-2 sind die Ergebnisse aus 326 Versuchen mit vier verschiedenen Tribometern zu sehen. Die vier Farben der Datenpunkte sind den vier Tribometern zugeordnet. Ergebnisse des TKLA sind im Diagramm nicht enthalten. Beide Achsen sind in logarithmischer Skala. Auf der Abszisse ist das Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg aufgetragen. Auf der Ordinate ist das Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) abgebildet.

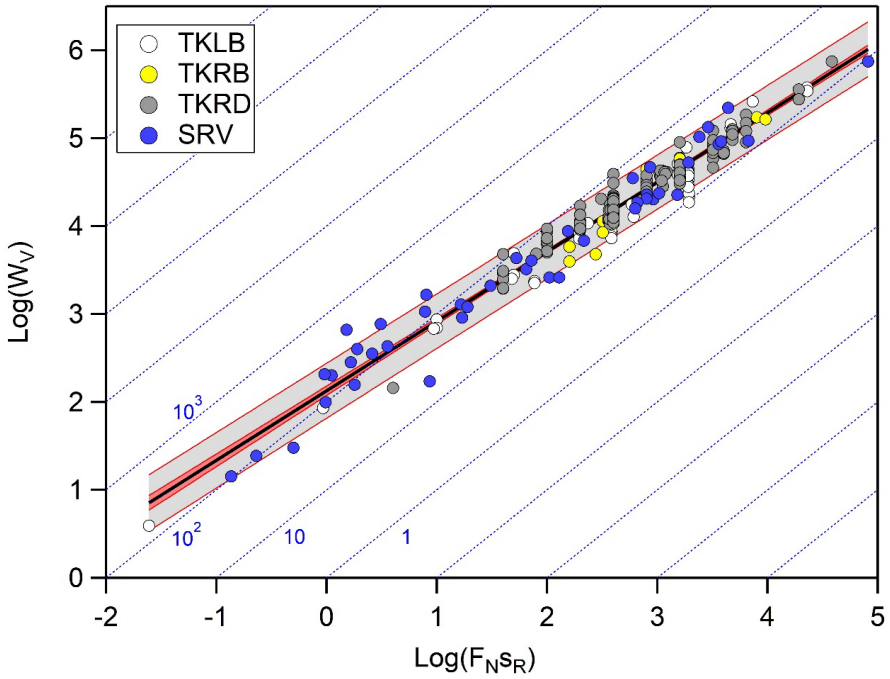


Abb. 5-2: Ergebnisse aus ungeschmierten tribologischen Versuchen unter Schwingungsbeanspruchung einer 100Cr6-Kugel (R = 5 mm) gegen eine 100Cr6-Ebene, durchgeführt an vier verschiedenen Tribometern (TKLB: Weiß, TKRB: Gelb, TKRD: Grau und SRV 3: Blau). Das Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) und die Normalkraft mal Gleitweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Die Tests wurden mit Beanspruchungsparametern in den folgenden Bereichen durchgeführt: F_N = 0,6–20,4 N, ν = 0,1–511 Hz, Δx = 20–10000 µm, N = 40–10^7, s_R = 0,04–4000 m und Δt = 14–35000 s. Die Fit-Funktion ist mit einer schwarzen Linie, das Vertrauensband in Rosa und das Vorhersageband in Hellgrau dargestellt. Gestrichelte Geraden entsprechen spezifischen Werten des Verschleißkoeffizienten, welche teilweise in Blau unterhalb der Linien stehen und die Einheit 10^{-6} mm³/Nm haben.

Die Daten wurden erzeugt unter Verwendung von breit variierten tribologischen Beanspruchungsparameter in den folgenden Bereichen: Normalkraft F_N = 0,6–20,4 N, Frequenz ν = 0,1–511 Hz, stroke Δx = 20–10000 µm und Zyklenzahl N = 40–10^7, was Gesamtgleitweg $s_R = 2N\Delta x$ = 0,04–4000 m, Testdauer $\Delta t = N/\nu$ = 14–35000 s und $F_N s_R$ = 0,025–81700 Nm ergibt. Die Versuche liefen mit gleichartigen Proben (100Cr6-Kugeln mit 5 mm Radius gegen geläppte und teilweise polierte 100Cr6-Scheiben), derselben Beanspruchungsart (Schwingbeanspruchung) im selben Luftfeuchtebereich (8–70 % r. H.), derselben Umgebungstemperatur (ca. 23 °C) und ohne Schmiermittel.

Für Geraden (gestrichelte Linien) mit der Steigung gleich eins ist der Verschleißkoeffizient $k = \frac{W_v}{F_N s_R}$ konstant. Einige k-Werte sind im Diagramm angegeben und haben die Einheit 10^{-6} mm³/Nm.

Alle Daten wurden gemeinsam mit einer Geraden gefittet (dargestellt in Schwarz). Außerdem ist der Vorhersagebereich in Hellgrau dargestellt. In diesem Bereich liegen 95 % der Daten. Der so genannte Vertrauensbereich ist in Rosa dargestellt. Er gibt an, in welchem Bereich der Fit zu 95 % läge, wenn man alle Versuche wiederholen würde.

Vertrauensintervalle dienen in der Inferenzstatistik als Indikator dafür, ob Datengruppen voneinander getrennt werden können. In dem hier betrachteten Fall weisen sie also darauf hin, ob ein Testparameter einen signifikanten Einfluss auf die Ausgangsgröße Verschleißvolumen hat. Überlappen sich diese Bänder nicht im betrachteten Bereich, kann davon ausgegangen werden, dass die zwei betrachteten Untergruppen eines Testparameters unterscheidbare Ausgangsgrößen hervorrufen. Eine hohe Stichprobenanzahl oder eine geringe Streuung bewirken in der Berechnung beider Bänder eine Verjüngung. Ebenso verhalten sich die Bänder, wenn das Konfidenzniveau α_K, also die Irrtumswahrscheinlichkeit größer gewählt wird. Wird eine hohe Sicherheit verlangt, ist α_K = 1 % oder kleiner. Das üblich verwendete Konfidenzniveau von 5 % wird in dieser Arbeit als angemessener Wert eingeschätzt, auch weil viele unbekannte Parameter beteiligt sind.

Die Berechnung der Vertrauens- und Vorhersagebänder beinhaltet die statistische Annahme, dass die Residuen eines Fit normalverteilt sind mit einem Mittelwert von Null. Es werden also keine Wichtungswerte verwendet. Die Berechnung der Vertrauens- und Vorhersageintervalle, I_C und I_P, basiert auf der Abschätzung der Abweichung des Erwartungswerts eines Modells, $V(\bar{y})$, als Funktion der partiellen Ableitungen des Modells nach allen Fit-Parametern.

Die Intervalle sind von folgenden Gleichungen gegeben:

$$I_C = t(n-p, 1-\alpha_K/2)\sqrt{V(\bar{y})}, \tag{58}$$

$$I_P = t(n-p, 1-\alpha_K/2)\sqrt{\sigma^2 + V(\bar{y})}, \tag{59}$$

wo $t(n-p, 1-\alpha_K/2)$ die Student-t-Verteilung mit $n-p$ Freiheitsgraden ist und σ^2 die Standardabweichung der Residuen.

Die Fit-Funktion in Abb. 5-2 weist einen sehr hohen Korrelationskoeffizienten (0,98) und sehr enge Vorhersage- und Konfidenzbänder auf, was die hohe Güte des Fit bestätigt.

Bemerkenswert ist, dass die Daten über fast sieben Größenordnungen des Produktes $F_N s_R$ wiederholbar sind und die Abhängigkeit des Verschleißvolumens von $F_N s_R$ mit hoher Genauigkeit beschrieben werden kann, obwohl vier verschiedenen Tribometer verwendet und die Beanspruchungsparameter in breiten Bereichen variiert wurden. Das Verschleißvolumen ist unabhängig von der Frequenz, dem stroke oder der Zeit, sofern die Testdauer länger als das Zeitintervall des Einlaufverschleißes ist.

Die Fit-Funktion ergibt $\log(W_v) = 2{,}1 + 0{,}79 \log(F_N s_R)$, wo W_v in 10^{-6} mm³ gemessen wird, oder $W_v = 126\ (F_N s_R)^{0{,}79}$, wo W_v in mm³ gemessen wird. Es ist also offensichtlich, dass der

Verschleißkoeffizient nicht konstant ist, da sich die Steigung von eins unterscheidet. Dies bedeutet, dass das Archard-Gesetz für diese Messungen, wie für alle Messungen, die eine Steigung ungleich eins aufweisen, nicht gültig ist. Dieses Ergebnis ist vielleicht weniger überraschend, wenn man bedenkt, dass dieses Gesetz nur unzureichend experimentell untersucht wurde, und dass seine Herleitung auf ziemlich groben Annahmen beruht, wie es im Abschnitt 2.4.1 erläutert wurde.

Mit Hilfe der gestrichelten Linien kann man sehen, dass der Verschleißkoeffizient k in dem betrachteten Energiebereich um mehr als eine Größenordnung abnimmt. Das Verschleißvolumen fällt also mit $F_N s_R$ mit einer Potenzfunktion ab. Daher hängt der Verschleißkoeffizient k bei Versuchen mit Kugel-Ebene-Konfiguration vom Produkt aus Normalkraft und Gleitweg ab und ist eben keine Materialeigenschaft, sondern vielmehr ist er eine Systemeigenschaft (Abschnitt 2.1). Dies bedeutet insbesondere, dass k, streng genommen, nur dann zum Vergleich von Verschleißversuchen verwendet werden kann, wenn sie sich im Produkt $F_N s_R$ nicht unterscheiden.

5.1.3 SRV mit F_N im Bereich 0–200 N

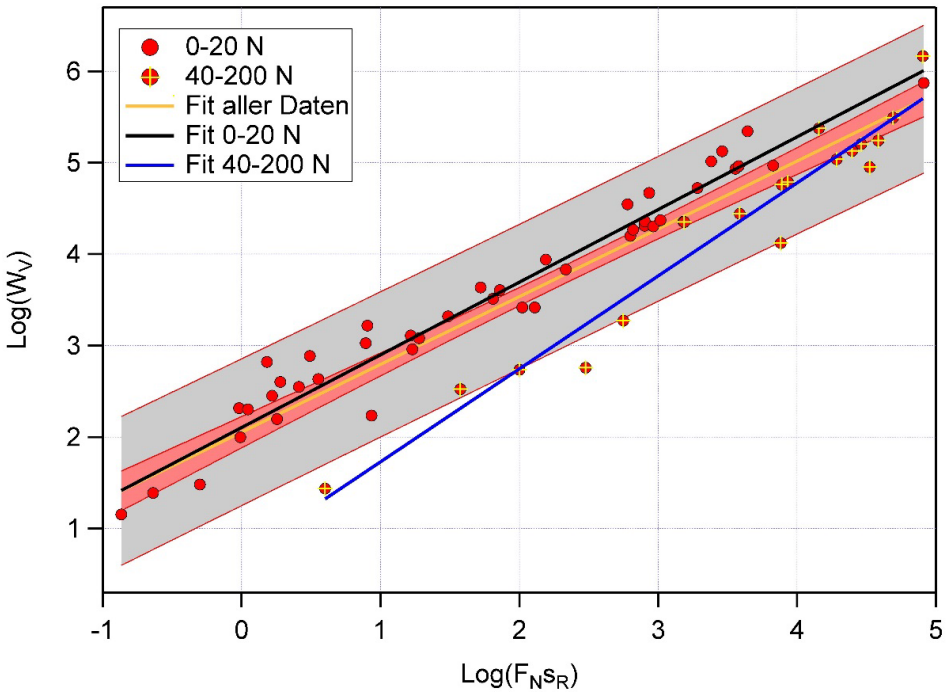


Abb. 5-3: Ergebnisse ungeschmierter tribologischer Versuche unter Schwingbeanspruchung von 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen, durchgeführt am SRV 3. Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) und Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Für die Fit-Funktion aller Daten für F_N bis 200 N (orangene Linie) sind der Vertrauensbereich in Rosa und der Vorhersagebereich in Hellgrau abgebildet. Einzelne Fit sind für F_N < 20 N (schwarze Linie für rote Datenpunkte) und für F_N > 40 N (blaue Linie für rote Datenpunkte mit gelbem Kreuz) gezeigt. Die Versuche liefen bei ca. 23 °C und relativer Luftfeuchte von 8–70 % r. H. bei den Beanspruchungsparameterbereichen ν = 3–511 Hz, Δx = 20–4500 µm, Δt = 14–50000 s, N = 110–10^7, s_R = 0,04–4000 m.

Abbildung 5-3 zeigt neben den mit dem SRV 3 generierten Daten aus Abb. 5-2 (blaue Punkte in Abb. 5-2, rote Punkte in Abb. 5-3), auch Ergebnisse aus Reibversuchen mit F_N = 40–200 N (rote Punkte mit gelbem Kreuz). Die zusätzlichen 18 Versuche wurden ebenfalls am SRV 3 mit gleichen Probekörpern, derselben kinematischen Beanspruchung (Schwingungsbeanspruchung), im selben Luftfeuchtebereich (8–70 %) und derselben Umgebungstemperatur

(ca. 23 °C) durchgeführt. Auch hierbei wurden die tribologischen Beanspruchungsparameter breit variiert in den folgenden Bereichen: ν = 3–511 Hz, Δx = 20–4500 µm, Δt = 14–50000 s bzw. N = 110–10^7 und s_R = 0,04–4000 m.

Beide Achsen sind wieder in logarithmischer Skala. Die Abszisse zeigt das Produkt aus Normalkraft und Gesamtgleitweg in Nm; die Ordinate zeigt das gesamte Verschleißvolumen in 10^{-6} mm³.

Für alle Daten wurde ein linearer Fit (orangene Gerade, $\log(W_v) = 2{,}05 + 0{,}74 \log(F_N s_R)$) berechnet, der einen wesentlich breiteren Vorhersagebereich (in Hellgrau dargestellt) als in Abb. 5-2 aufweist. Der Korrelationskoeffizient von 0,95 ist niedriger und auch der Vertrauensbereich (rosafarbener Bereich) ist breiter. Ein zweiter Fit (schwarze Gerade) wurde für die Gruppe kleinerer Normalkräfte (F_N < 20 N) und ein dritter Fit (blaue Gerade) für die Gruppe mit größeren Normalkräften (F_N > 40 N) durchgeführt. Die Vertrauens- und Vorhersagebänder dieser beiden Fit sind in Abb. 5-4 und Abb. 5-5 abgebildet. Schon in Abb. 5-3 ist erkennbar, dass die beiden separaten Fit besser sind als der Gesamt-Fit, denn ausschließlich Daten aus den Versuchen mit Normalkräften größer als 40 N liegen außerhalb des Vertrauensbereichs des Gesamt-Fit und diese Daten liegen hauptsächlich unterhalb des Fit. Dies wird von den höheren Korrelationskoeffizienten der separaten Fit, nämlich 0,98 für F_N < 20 N und 0,97 für F_N > 40 N, bestätigt.

Es ist offensichtlich, dass bei einem bestimmten Wert von $F_N s_R$ eine höhere Kraft zu einem geringeren Verschleiß führt. Der Grund dafür könnte eine höhere Härte der Reibpartner durch Kaltverfestigung sein, die sich auf den Verschleißkoeffizienten auswirkt. Dies wird durch Härtemessungen der Scheiben unterstützt, die nach einer tribologischen Prüfung durchgeführt wurden. Die Härte nach Vickers wurde nach DIN EN ISO 6507-1 mit dem halbautomatischen Härteprüfer Duramin-A300 gemessen (siehe Abschnitt 3.1.2). Dieses Gerät ermöglicht Messungen im Bereich von HV 0,01 bis HV 2.

Es ist bekannt, dass die Härte der Scheiben an der Oberfläche höher ist als im Inneren (siehe Abschnitt 3.1.2). Deshalb spielt auch das Tiefenprofil der Härte eine nicht zu vernachlässigende Rolle und in der Spur gemessene Werte können nicht mit an der Oberfläche ermittelten Werten verglichen werden, da die Oberfläche während des Tests verschlissen wurde. Bei drei Messungen wurde die Härte in der Spur bestimmt mit 1009 ±35 HV 0,1 (Spur mit F_N = 100 N, $W_{l,E}$ = 0,13 µm), 817 ±41 HV 0,1 (F_N = 100 N, $W_{l,E}$ = 170 µm) und 760 ±8,5 HV 0,1 (F_N = 10 N, $W_{l,E}$ = 32 µm). Diese Werte sind also deutlich höher als die im Inneren des Grundwerkstoffs (713,5 ±25 HV 0,1, gemessen an einer der drei Proben). Der letzte, einer Normalkraft von 10 N entsprechende Wert ist gleichzeitig auch der geringste. Dies passt zu der Vermutung, dass eine bedeutende Verfestigung erst bei höheren Normalkräften oder Pressungen stattfindet. Der erste, höchste Wert der Härte wurde aufgrund der geringen Tiefe der Spur unmittelbar unter der Oberfläche aufgenommen und ist deutlich höher als die Härte der Scheibe, gemessen an der Oberfläche außerhalb der Spur (858 ±15 HV 0,1). Dazu ist zu betonen, dass die Pressung am Anfang des Versuchs rapide abnimmt, weil die Kontaktfläche schnell anwächst. Vergleicht man beispielsweise die erste mit der zweiten Spur (beide mit F_N = 100 N), stellt man fest, dass die Endpressung bei dem ersten Test ca. einhundertmal größer ist als bei dem zweiten, da die erste Spur ca. zehnmal

schmaler ist als die zweite. Die an der ersten Spur gemessene höhere Härte ist also ein Hinweis auf die entscheidende Rolle der Pressung zu Beginn eines Versuchs.

Ob der Parameter, der die Verschleißminderung bestimmt, die Normalkraft oder die Anfangspressung ist, geht aus den Daten in Abb. 5-3 nicht hervor, da alle Kugeln den gleichen Radius von 5 mm haben und daher die hertzsche Pressung mit zunehmender Normalkraft zunimmt.

Ein weiterer Effekt wird deutlich anhand der Funktionen der separaten Fit. Die Funktion des ersten Fit der Daten bis 20 N ($\log(W_v) = 2{,}1 + 0{,}79\log(F_N s_R)$) hat genau dieselbe Steigung wie der Fit der Daten in Abb. 5-2. Der Fit für die Daten mit Normalkräften größer als 40 N ($\log(W_v) = 0{,}71 + \log(F_N s_R)$) weist aber eine Steigung von eins auf. In diesem Fall kann für den gesamten Bereich von $F_N s_R$ ein konstanter Verschleißkoeffizient k berechnet werden, der nicht von $F_N s_R$ abhängt. Es ergibt sich $k = 5{,}1 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm.

5.1.4 SRV mit F_N im Bereich 0–20 N

Abbildung 5-4 zeigt die Teilmenge der Ergebnisse der Versuche am SRV 3 mit kleineren Normalkräften ($F_N \leq 20$ N), d. h. die Daten, die in Abb. 5-3 mit roten Punkten gezeigt werden. Neben dem Fit aller Daten (schwarze Gerade, $\log(W_v) = 2{,}1 + 0{,}79\log(F_N s_R)$) sind auch das Vertrauensband in Rosa und das Vorhersageband in Hellgrau dargestellt.

Vertrauens- und Vorhersageband sind viel schmaler als die des Gesamt-Fit in Abb. 5-3. Diese Fit-Funktion beschreibt also die Daten für $F_N \leq 20$ N besser.

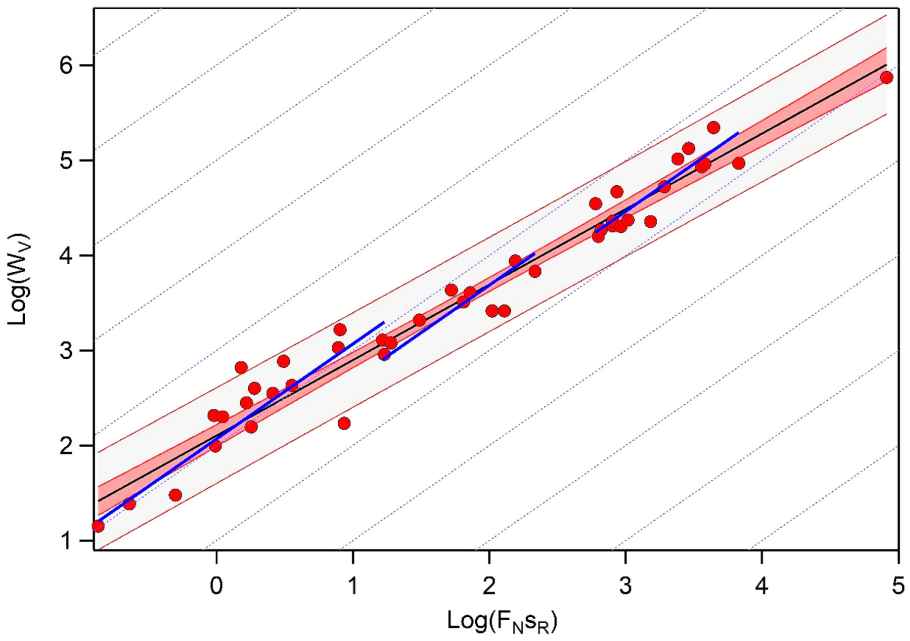


Abb. 5-4: Ergebnisse von Versuchen am SRV 3 mit Normalkräften $F_N \leq 20$ N. Gesamtverschleiß (10^{-6} mm³) und Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Alle Versuche wurden ungeschmiert mit Schwingbeanspruchung von 100Cr6-Kugeln ($R = 5$ mm) gegen 100Cr6-Ebenen durchgeführt. Vier Fit werden gezeigt: für den Gesamtbereich (Schwarz) und jeweils für kleinere, mittlere und größere Werte des Produkts $F_N s_R$ (Blau). Der Vertrauens- und der Vorhersagebereich für den ersten Fit sind in Rosa bzw. in Hellgrau gezeigt. Die Beanspruchungsparameter liegen in denselben Bereichen wie für Abb. 5-3.

Wie bereits erwähnt, ist es unmöglich, den Verschleißkoeffizienten für einen linearen Fit mit einer Steigung ungleich eins zu berechnen. Dies ist nur durch das Fitten der Datenpunkte in

Teilbereichen des Produkts $F_N s_R$ möglich. Die drei blauen Geraden sind die Fit mit Steigung eins in drei ausgewählten Bereichen, also für kleinere, mittlere und größere Wert von $F_N s_R$. Die Funktionen lauten $\log(W_v) = 2{,}07 + \log(F_N s_R)$ mit einem Korrelationskoeffizienten $r = 0{,}88$ ($F_N s_R$ = 0,14–17 Nm), $\log(W_v) = 1{,}69 + \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}87$ ($F_N s_R$ = 17–216 Nm) und $\log(W_v) = 1{,}46 + \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}86$ ($F_N s_R$ = 600–6730 Nm). Die entsprechenden Verschleißkoeffizienten sind $k = 117 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm, $k = 49 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm und $k = 29 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm. Neben der Ermittlung von Näherungswerten für die Verschleißkoeffizienten in den drei Intervallen zeigt eine solche Analyse, dass das Fitten mit einer Steigung von eins zu erheblich geringeren Korrelationskoeffizienten führt. Dies ist ein Beweis, dass der Fit mit Steigung 0,79 diese Daten besser beschreibt. Außerdem zeigen die einzelnen Fit, dass die Abhängigkeit des Verschleißkoeffizienten von $F_N s_R$ nur bei einer sehr großen Variation von $F_N s_R$ deutlich wird. Eine Variation über sieben Größenordnungen, wie in diesen Datensatz, ist allerdings nicht häufig bei tribologischen Untersuchungen. Vielmehr werden für die meisten Materialien Tests in kleinen Bereichen von $F_N s_R$ durchgeführt, was die Erkenntnis des Einflusses von $F_N s_R$ auf den Verschleißkoeffizienten nicht zulässt.

5.1.5 SRV mit F_N im Bereich 40–200 N

Abbildung 5-5 zeigt die Teilmenge der Ergebnisse der 18 Versuche am SRV 3 mit höheren Normalkräften (F_N = 40–200 N), d. h. die Daten, die in Abb. 5-3 als rote Punkte mit gelbem Kreuz gezeigt sind. Neben dem Fit der Daten (schwarze Linie) sind auch das Vertrauensband in Rosa und das Vorhersageband in Hellgrau dargestellt. Da die Steigung des Fit eins ist, kann der Verschleißkoeffizient angegeben werden. Er beträgt $k = 5{,}1 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm.

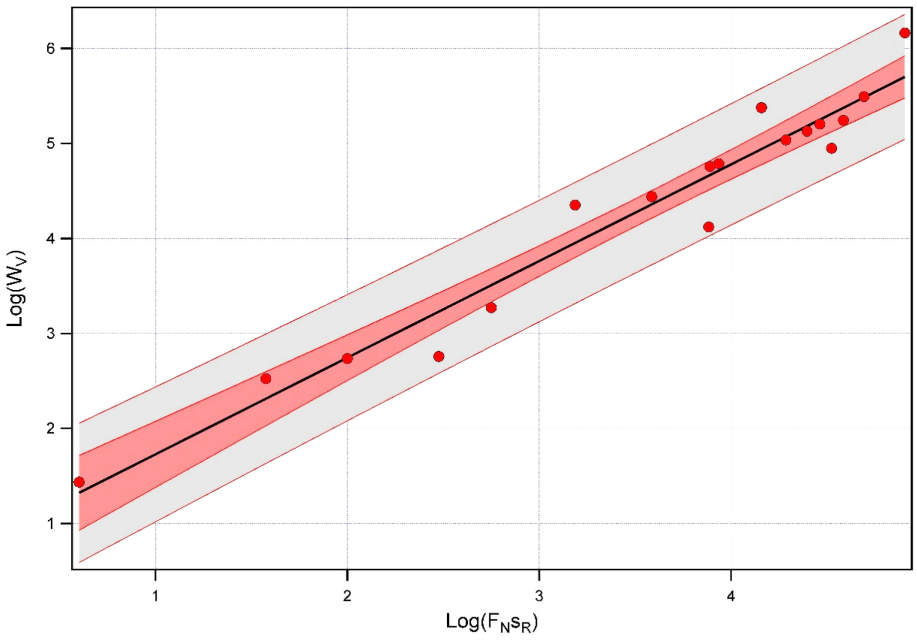


Abb. 5-5: Ergebnisse von Versuchen am SRV 3 mit größeren Normalkräften (F_N = 40–200 N). Es handelt sich um die Daten, die in Abb. 5-3 als rote Punkte mit gelbem Kreuz gezeigt sind. Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) und Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Der Fit ist als schwarze Linie dargestellt. Der Vertrauensbereich ist in Rosa gezeigt und der Vorhersagebereich in Hellgrau. Alle Versuche wurden bei ca. 23 °C und relativer Luftfeuchte von 9–61 % r. H. mit folgenden Beanspruchungsparametern durchgeführt: F_N = 40–200 N, ν = 3–511 Hz, Δx = 25–2000 µm, Δt = 14–10000 s, N = 110–1,6·10⁶, s_R = 0,04–800 m.

Das Vorhersageband ist etwa gleich breit wie beim Gesamt-Fit in Abb. 5-3. Das Vertrauensband ist breiter als beim Gesamt-Fit. Da es sich bei der Teilmenge mit größeren Normalkräften um viel weniger Daten handelt als beim Gesamt-Fit in Abb. 5-3, ist die Breite der Vertrauens- und Vorhersagebänder kein Kriterium für die Qualität der Fit. Jedoch liegen alle Punkte bei diesem Fit innerhalb des Vorhersagebands. Die bessere Qualität dieses Fit zeigt sich durch den höheren Regressionskoeffizienten (0,97 statt 0,95).

Die Abhängigkeit des Verschleißkoeffizienten von $F_N s_R$ erfordert weitere Untersuchungen. Zunächst ist es wichtig, darauf hinzuweisen, dass das Verschleißvolumen und der Verschleißkoeffizient, wie bereits festgestellt, nicht von anderen bei diesen Versuchen variierten Beanspruchungsparametern (Frequenz, stroke und Zeit) abhängig sind. Dank der großen Anzahl von Messungen konnte die Korrelation zwischen Verschleißvolumen und diesen Parametern analysiert werden.

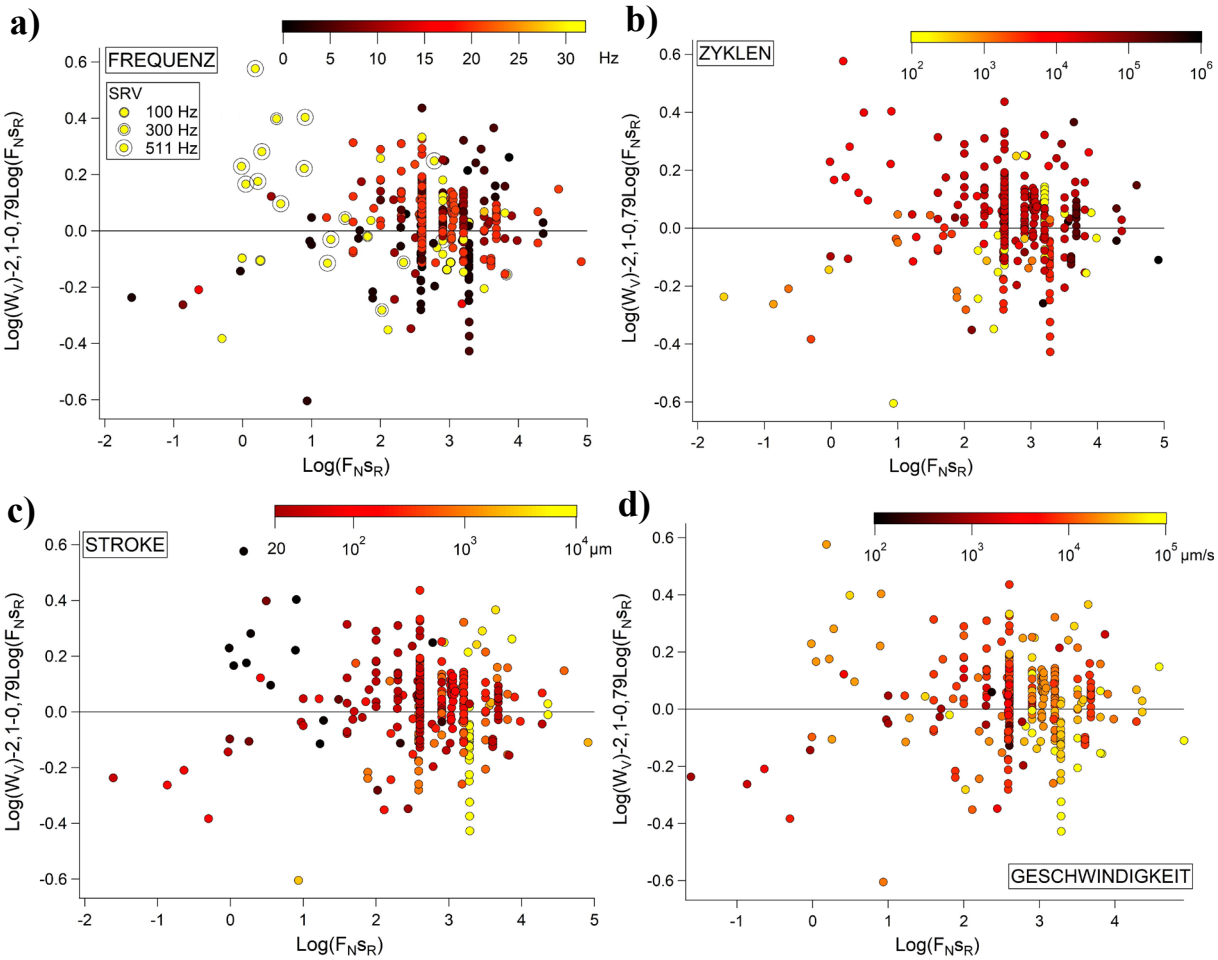


Abb. 5-6: Residuen des Logarithmus des Verschleißvolumens (in 10^{-6} mm³) über dem Logarithmus von $F_N s_R$ (in Nm). Die Farbskala entspricht in a) der Frequenz ν in Hz, in b) der Anzahl der Zyklen N, in c) dem stroke Δx in µm und in d) der Geschwindigkeit v in µm/s. Die Farbskalen sind für (b), (c) und (d) in logarithmischer Skala und für (a) linear für den Bereich bis 33 Hz. Höhere Frequenzen entsprechen dem Durchmesser der Kreise um die Datenpunkte.

Abbildung 5-6 zeigt den Einfluss der vier Beispielparameter (a) Frequenz ν, (b) Zyklenzahl N, (c) stroke Δx und (d) Geschwindigkeit v auf die Verteilung der Residuen des Fit in Abb. 5-2, $\log(W_v) = 2{,}1 + 0{,}79\,\log(F_N s_R)$ für 345 Tests. Die Farbskala entspricht dem jeweiligen Parameter und ist in (b), (c) und (d) in logarithmischer Skala. Für (a) werden Frequen-

zen, die das Maximum der Farbskala (33 Hz) überschreiten, durch Kreise um die Datenpunkte ergänzt, deren Durchmesser der Frequenz entspricht.

Durch diese Art der Darstellung (Residuen und Farbskala) ist leicht zu erkennen, dass keiner der Parameter einen signifikanten Einfluss auf den Verschleiß hat, denn:

1. Tests bei den gleichen Werten von $F_N s_R$, aber mit deutlich unterschiedlichen Werten von z. B. Frequenz oder stroke, weisen ähnliche Werte des Verschleißvolumens auf.
2. Punkte mit den gleichen Werten eines bestimmten Parameters, z. B. $N = 10^2$ oder $v = 10^5$ µm/s (gelbe Punkte in Abb. 5-6 (b) und (d)) sind über den ganzen Bereich von $F_N s_R$ verteilt.
3. Residuen mit den gleichen Werten eines bestimmten Parameters sind statistisch um Null verteilt und bewirken also keine Verschiebung des Fit, sondern nur eine Zunahme der Streuung. Dasselbe Ergebnis – also keinen Einfluss – lieferten andere Parameter wie die Normalkraft.

Zu kombinierten, leistungsabhängigen Größen, wie der Geschwindigkeit, muss vermerkt werden, dass sie nicht ausführlich variiert werden konnten. Die benötigte Leistung ist bei oszillierenden Systemen, die außerhalb der Resonanzfrequenz betrieben werden, um ein Vielfaches höher als bei Versuchen mit kontinuierlichen Bewegungsarten und begrenzt die mittlere Geschwindigkeit stark. Dies zeigt sich dann, wenn bei einer Erhöhung von ν die Grenzleistung erreicht wird und Δx abnimmt, so dass die Geschwindigkeit $v = \nu \Delta x$ ungefähr gleich bleibt. Aus diesem Grund ist die mittlere Geschwindigkeit am SRV 3 z. B. immer kleiner als 0,5 m/s.

Auch für den Übergang zu einem konstanten Verschleißkoeffizienten spielen Frequenz und stroke keine entscheidende Rolle, wie die Tatsache zeigt, dass für beide Parameter die Variationsbereiche der Tests mit $F_N \geq 40$ N und konstantem Verschleißkoeffizienten Teilmengen der Variationsbereiche der Tests mit $F_N \leq 20$ N und von $F_N s_R$ abhängendem Verschleißkoeffizienten sind.

Entscheidend für das Auftreten eines konstanten Verschleißkoeffizienten ist also die Normalkraft oder die initiale Flächenpressung.

Um zwischen Normalkraft und hertzscher Initial-Pressung zu unterscheiden, wurden bei zusätzlichen Versuchen am TKLB Kugeln mit kleineren Radien verwendet und auf vorhandene Daten mit Kugeln mit größerem Radius zurückgegriffen.

5.1.6 Versuche mit Kugeln mit verschiedenen Radien

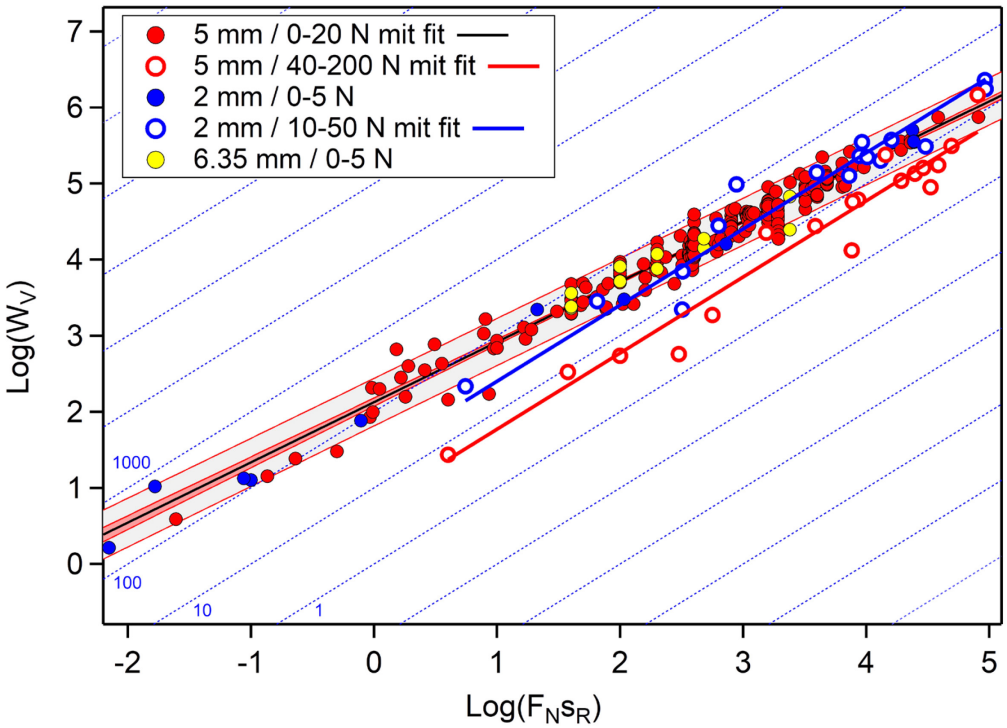


Abb. 5-7: Ergebnisse von Versuchen am SRV 3, TKLB, TKRB und TKRD mit 100Cr6-Kugeln mit unterschiedlichen Radien gegen 100Cr6-Ebenen. Gesamtverschleiß (10^{-6} mm³) und Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Die roten Punkte sind dieselben aus Abb. 5-2 (R = 5 mm, F_N = 0,6–20 N) sowie der dazugehörige Fit (schwarze Gerade mit Vertrauensbereich in Rosa und Vorhersagebereich in Hellgrau); die roten Kreise sind dieselben aus Abb. 5-5 (R = 5 mm, F_N = 40–200 N) sowie der dazugehörige Fit (rote Gerade); die blauen Punkte stellen die Ergebnisse von Versuchen am TKLB mit R = 2 mm, F_N = 0,18–5 N dar; die blauen Kreise entsprechen Versuchen am TKLB mit R = 2 mm, F_N = 10–50 N mit dazugehörigem Fit (blaue Gerade); die gelben Punkte stellen die Ergebnisse von Versuchen am TKRD mit R = 6,35 mm und F_N = 1–5 N dar. Alle Versuche wurden ungeschmiert mit Schwingbeanspruchung bei ca. 23 °C und relativer Luftfeuchte von 8–70 % r. H. mit folgenden Beanspruchungsparametern durchgeführt: ν = 0,1–511 Hz, Δx = 20–10000 µm, Δt = 14–3·10⁵ s, N = 110–10⁷, s_R = 0,4–4000 m.

Abbildung 5-7 zeigt neben den in Abb. 5-2 und Abb. 5-5 gezeigten Daten, erzeugt mit 100Cr6-Kugeln mit einem Radius von 5 mm und F_N bis 20 N (rote Punkte mit schwarzer Gerade als Fit und Vertrauens- und Vorhersagebändern in Rosa und Hellgrau) oder F_N von 40 N bis 200 N (rote Kreise mit roter Gerade als Fit), auch die Daten aus Versuchen mit größeren und kleineren Kugelradien am TKLB und TKRD. Diese wurden zum einen mit Kugelradien von 6,35 mm (Hersteller, Härte und Rauigkeit unbekannt) bei kleinen Normalkräften (1–5 N, gelbe Punkte), zum anderen mit Kugelradien von 2 mm bei kleinen Kräften (0,18–5 N, blaue Punkte) oder bei größeren Kräften (10–50 N, blaue Kreise) durchgeführt.

Die gelben Punkte für R = 6,35 mm und F_N < 5 N liegen mit nur einer Ausnahme innerhalb des Vorhersagebands des Fit für R = 5 mm und F_N < 20 N (rosafarbener Bereich). Dasselbe gilt für R = 2 mm und F_N < 5 N (blaue Punkte), aber nicht für R = 2 mm und F_N = 10–50 N (blaue Kreise). Letztere Daten wurden deshalb getrennt gefittet (blaue Gerade). Die Fit-Funktion lautet $\log(W_v) = 1{,}4 + \log(F_N s_R)$ und weist eine Steigung von eins auf, genauso wie die Fit-Funktion für R = 5 mm und F_N = 40–200 N. Der Verschleißkoeffizient k ist also für Kugeln mit kleinerem Radius bei höheren Normalkräften ebenfalls konstant und beträgt 28,2·10^{-6} mm³/Nm.

Es gibt also sowohl für die 5-mm- als auch für die 2-mm-Kugeln Teilmengen von Daten, die einen nicht-konstanten bzw. konstanten Verschleißkoeffizienten aufweisen. Diese Teilmengen unterscheiden sich ausschließlich in der Normalkraft. Es kann also für beide Gruppen von Kugeln ein „Übergangsbereich" der Normalkraft bestimmt werden, bei dem der Verschleißkoeffizient konstant wird. Dieser Übergangsbereich der Normalkraft beträgt 20–40 N für R = 5 mm und 5–10 N für R = 2 mm. Da diese Bereiche unterschiedlich sind, kann daraus geschlossen werden, dass die Normalkraft nicht der bestimmende Parameter für den Übergang ist.

Die Initial-Pressungen nach Hertz sind jedoch, wie man in Abb. 5-8 sehen kann, etwa gleich groß. Für R = 5 mm und F_N = 20–40 N ist $p_{max} = \frac{3}{2\pi}\sqrt[3]{\frac{E_{tot}^2 F_N}{R^2}} \cong$ 1,27–1,6 GPa; für R = 2 mm und F_N = 5–10 N ist $p_{max} \cong$ 1,48–1,86 GPa. E_{tot} im Ausdruck der maximalen Anfangspressung ist der reduzierte Elastizitätsmodul (siehe Gl. (5)).

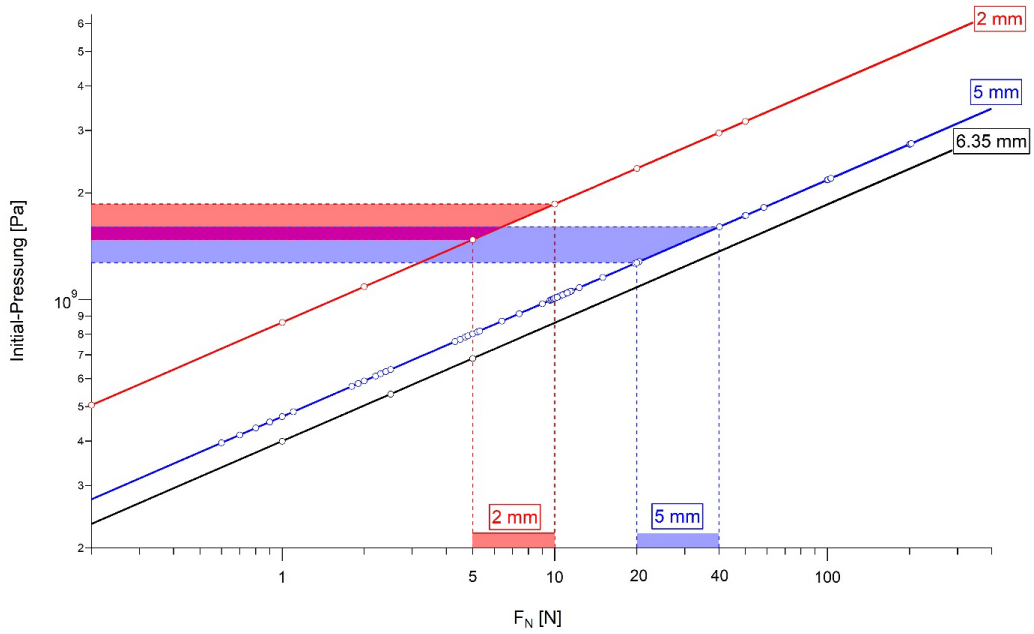


Abb. 5-8: Abhängigkeit der initialen Flächenpressung (in Pa) vom Kugeldurchmesser und der Normalkraft in N. Beide Achsen sind in logarithmischer Skala dargestellt. Der Bereich, in dem der Übergang von einem nicht-konstanten k zu einem konstanten liegt, ist für Kugeln mit R = 2 mm in Rot und für Kugeln mit R = 5 mm in Blau dargestellt.

Der Übergang zwischen nicht-konstantem und konstantem k und seine mögliche Ursache (Härtungseffekt) hängen also von der hertzschen Anfangspressung und nicht von der Normalkraft ab. Diese Grenze der Initial-Pressung, ab der der Verschleißkoeffizient konstant ist, liegt zwischen 1,5 und 1,6 GPa.

Ein weiterer Hinweis auf Härtungseffekte durch höhere Initial-Flächenpressungen in der Mitte des Reibkontakts ist auch das Auftreten von W-förmigen Profilen bei vielen der Verschleißspuren der Ebenen. Da die Ebenen eine geringere Härte aufweisen, erhöht sich der Verschleiß an den Rändern der Spur der Ebene, wo die initiale Flächenpressung im Vergleich zur Mitte geringer ist.

Die vorhandenen Daten mit Kugeln mit größerem Radius sind sehr wenige und wurden ausschließlich mit niedriger Pressung aufgenommen. Die Möglichkeiten, größere Kugeln zu

benutzen, ist andererseits von der Geometrie des Probenhalters eingeschränkt. Auch die notwendige höhere Normalkraft überschreitet die obere Grenze der meisten Tribometer.

Es wurde daher der Effekt ausgenutzt, dass der Radius der verschlissenen Kalotte (R') mit jedem Versuch größer wird, und es wurden Messungen mit einer wiederverwendeten Kugel durchgeführt.

5.1.7 Wiederverwendete Kugel

Abbildung 5-9 zeigt neben den gleichen Fit aus Abb. 5-7 (Orange: R = 5 mm und $F_N \leq 20$ N; Rot: R = 5 mm und $F_N \geq 40$ N) auch Daten aus Versuchen, bei denen eine bereits verwendete und demzufolge verschlissene Kugel (R = 5 mm) jeweils auf einer unverwendeten Ebene zum Einsatz kam. Die 37 Versuche wurden in einem Normalkraftbereich von 2,3–400 N durchgeführt. Die Farbskala kennzeichnet die bei den jeweiligen Versuchen verwendete Normalkraft von Schwarz für kleine (minimal 2,3 N) über Gelb für mittlere bis Weiß für hohe Normalkräfte (maximal 400 N).

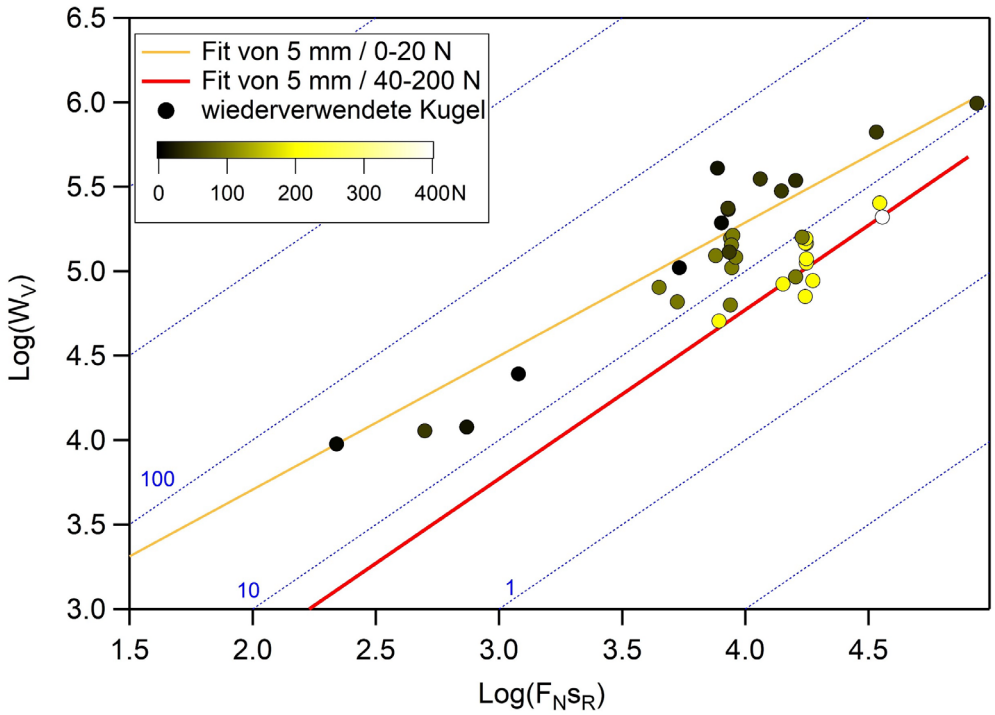


Abb. 5-9: Ergebnisse von Versuchen am SRV 3 mit einer bereits verschlissenen 100Cr6-Kugel (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen. Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) und Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Die Farbe der Datenpunkte kennzeichnet die verwendete Normalkraft entsprechend der Farbskala von Schwarz für kleine (minimal 2,3 N) über Gelb für mittlere bis Weiß für hohe Normalkräfte von maximal 400 N. Die beiden Fit sind dieselben wie in Abb. 5-7 (Orange: R = 5 mm, F_N = 0,6–20 N; Rot: R = 5 mm, F_N = 40–200 N). Alle Versuche wurden ungeschmiert mit Schwingbeanspruchung bei ca. 23 °C und relativer Luftfeuchte von 13–28 % mit folgenden Beanspruchungsparametern durchgeführt: ν = 5–511 Hz, Δx = 46–3000 µm, Δt = 118–36000 s, N = 5500–5,4·10⁶, s_R = 10,6–2160 m.

Die Reihenfolge der verwendeten Versuchsparameter ist in Tabelle 6 dargestellt.

Tabelle 6: Reihenfolge der Versuche unter Wiederwendung derselben Kugel auf jeweils unbeanspruchter Ebene mit den wichtigsten Beanspruchungsparametern. Die Temperatur und die relative Luftfeuchtigkeit lagen konstant bei 25 °C bzw. 13–28 %. $W_{v,E}$ wurde mit WLIM gemessen, $W_{v,K}$ wurde mit einer Prozedur berechnet, die im Text erläutert wird.

Versuchs-nummer	F_N in N	stroke in µm	Frequenz in Hz	Schwingungs-anzahl in 10^3	$F_N s_R$ in Nm	$W_{v,E}$ in 10^{-3} mm³	$W_{v,K}$ in 10^{-3} mm³
1	199	246	100	180	17700	108	38
2	200	246	100	180	17500	105	42
3	199	246	100	180	17700	104	7,8
4	200	246	100	180	17700	96	23
5	199	245	100	80	7810	43	7,9
6	198	245	100	150	14200	81	2,8
7	99	246	100	180	8800	110	−5
8	98	246	100	93	4460	57	23
9	98	246	100	160	7570	101	23
10	98	246	100	180	8720	132	25
11	197	246	100	180	17600	113	43
12	198	246	100	360	35100	209	44
13	48	246	100	360	8520	257	−25
14	8	2491	10	5,5	219	9	0,4
15	99	2496	10	18	8890	85	78
16	199	2493	10	19	18800	98	−10
17	399	2506	10	18	36000	147	62
18	99	2498	10	18	9140	89	33
19	98	2497	10	18	8790	94	49
20	48	2501	20	48	11500	199	153
21	48	1247	40	72	8600	107	23
22	198	245	100	180	17500	64	6,8
23	98	246	100	180	8700	67	−3,8
24	98	225	200	360	15900	109	−16
25	48	2501	20	360	86500	818	169
26	48	247	100	360	8480	140	96
27	98	247	100	360	17400	147	12
28	47	2498	40	140	34200	588	78
29	18	3000	20	72	7660	270	137
30	2,5	3002	10	360	5410	62	43
31	7,4	1501	10	360	8000	166	27
32	97	1505	10	18	5250	65	0,8
33	2,3	1502	5	180	1240	14	10
34	47	225	200	24	502	9	2,3
35	37	402	150	540	16200	336	8,8
36	47	397	20	360	13500	235	64
37	18	46	511	459	740	12	0,1
					Summe:	**5446**	**1272**

Um die Ausrichtung zur Ebene beizubehalten, wurde die Kugel während der ganzen Versuchsreihe nicht aus dem Gerät ausgebaut. Deshalb war es nicht möglich, die Topografie der jeweils neu entstandenen Kugelkalotten mit dem WLIM zu messen.

Um die Ergebnisse dieser Versuchsreihe mit den anderen vergleichen zu können, wurde eine Methode entwickelt, um $W_{v,K}$ genähert zu berechnen. Mit Hilfe dieser Methode ist es möglich, das Volumen der verschlissenen Kugel während des i-ten Tests, $(W_{v,K})_i$, analytisch aus

den Profillinien der Verschleißspuren auf den Ebenen zu bestimmen. Drei verschiedene Fälle erfordern drei verschiedene Ansätze:

1. Ist $d_\perp$ kleiner als bei der vorherigen Spur, wird Gl. (46) für die Berechnung verwendet, wobei der Radius R durch den Radius R' ersetzt wird, den die letzte Spur ergibt.

2. Wenn $(d_\perp)_n$ größer ist als bei allen vorherigen Spuren, wird $\left(W_{v,K}\right)_n$ mit Gl. (46) berechnet und die Summe aller vorherigen Volumina $\sum_1^{n-1}\left(W_{v,K}\right)_i$ von dem Ergebnis abgezogen.

3. Wenn $(d_\perp)_n$ größer als der vorherige Wert, aber kein Maximum ist, wird der Krümmungsradius R' der bisher breitesten, sagen wir m-ten Spur, für R in Gl. (46) eingesetzt und die Summe aller Volumen, die seit diesem m-ten Versuch an der Kugel verschlissen wurden, $\sum_{m+1}^{n-1}\left(W_{v,K}\right)_i$, vom Ergebnis subtrahiert.

Es muss betont werden, dass diese Bestimmung von $W_{v,K}$ sehr ungenau ist, da die Berechnung auf zwei zufällig ausgewählten Profillinien basiert. Außerdem werden durch die Subtraktion einiger vorhergehender Werte des Verschleißvolumens auch vorhergehende Fehler akkumuliert.

Das gesamte Verschleißvolumen der Kugel konnte nach den Versuchen mittels WLIM gemessen werden. Es beträgt 1,31 mm³. Der Vergleich dieses Wertes mit der Summe aller berechneten Werte ($\sum W_{v,K}$ = 1,27 mm³) bestätigt die Richtigkeit des oben dargestellten analytischen Ansatzes. Die Summe aller mit WLIM gemessenen Verschleißvolumina der Ebenen ergibt mit 5,45 mm³ ca. das Vierfache vom gesamten Verschleißvolumen der Kugel.

Trotz der Näherungen für die Berechnung der Verschleißvolumina der Kugel und trotz der geringen Anzahl von Daten können aus Abb. 5-9 einige Rückschlüsse auf den Verschleiß gezogen werden.

Genau wie bei unverschlissenen Kugeln nimmt der Verschleiß bei einem bestimmten Wert von $F_N s_R$ mit zunehmender Normalkraft ab. Die mit kleinen Normalkräften erzeugten Daten verteilen sich entlang des orangenen Fit mit nicht-konstantem k, gültig für $F_N < 20$ N. Die Daten, die größeren Normalkräften entsprechen, befinden sich nahe dem roten Fit mit konstantem k, gültig für $F_N > 40$ N. Ergebnisse aus Versuchen mit dazwischen liegenden Kräften, d. h. ca. 100 N, liegen dazwischen.

Die Übergangskraft, ab der k konstant wird, liegt in diesem mittleren Bereich also höher als bei allen vorangegangen Versuchen mit R = 2 mm oder R = 5 mm. Eine Berechnung der Pressung nach Hertz ist in diesen Fällen nicht möglich, da die Kalotten aufgrund des Profils in Reibrichtung keine Rotationskörper sind.

Der Krümmungsradius der Gesamtkalotte (R' aus den vorherigen Versuchen) ist zweifellos größer als der einer unverschlissenen Kugel. Damit sind auch die initialen Kontaktflächen größer. Folglich wird auch die Kraft höher sein, die benötigt wird, um die Grenze der Anfangspressung zu überschreiten, bei der k konstant wird.

Bei normalen Tests, wenn die Kugel also nicht wiederverwendet wird, würde bei einer Normalkraft von 100 N eine maximale Flächenpressung von 1,55 GPa erreicht, wenn R 8,3 mm beträgt. In Anbetracht des großen Verschleißes an der wiederverwendeten Kugel ist dies ein realistischer Wert.

Es kann davon ausgegangen werden, dass die wiederverwendete Kugel bereits nach dem ersten Versuch, der mit F_N = 199,4 N durchgeführt wurde, infolge der hohen Pressung im Bereich der Verschleißkalotte durch Kaltverfestigung härter war als vor dem Test. Das würde auch erklären, dass die Summe der Volumina der Ebene deutlich höher ist als das gesamte Verschleißvolumen der Kugel ($W_{v,K}/W_{v,E}$ = 0,23). Dieses Verhältnis von $W_{v,K}$ zu $W_{v,E}$ ist deutlich kleiner als für die „normalen" Tests, in denen die Kugel nicht wiederverwendet wird ($W_{v,K}/W_{v,E}$ = 1,16). Außerdem ist die Rauheit der Kugelkalotte wesentlich größer als die einer unbeanspruchten, polierten Kugel. Daher ist es wahrscheinlich, dass abrasive Prozesse, bei denen die weichere Ebene stärker verschleißt, zu einem dominierenden Verschleißmechanismus werden.

5.1.8 Einfluss der Reibzahl auf den Verschleißkoeffizienten

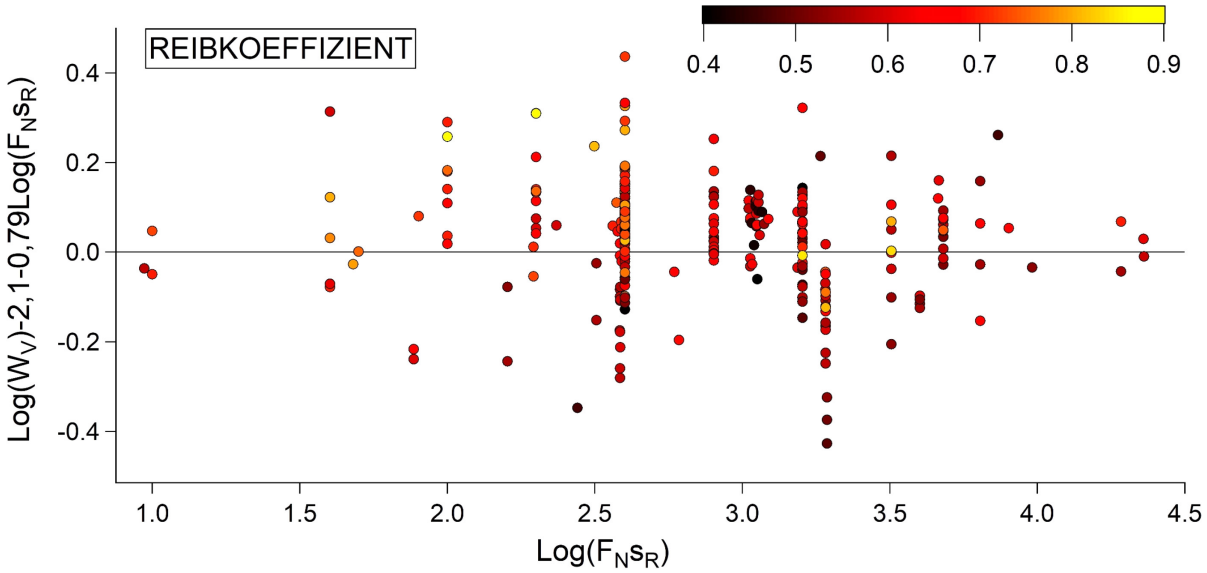


Abb. 5-10: Residuen des Logarithmus des Verschleißvolumens (in 10^{-6} mm³) über dem Logarithmus von $F_N s_R$ (in Nm). Die Farbskala entspricht dem Reibkoeffizienten. Die Reibzahlen für die 300 Messungen am TKLB, TKRB und TKRD wurden mittels der f_{Hys}-Methode berechnet.

Abbildung 5-10 zeigt den Einfluss des Reibkoeffizienten f_{Hys} auf die Verteilung der Residuen des Logarithmus des Verschleißvolumens (in 10^{-6} mm³) über dem Logarithmus von $F_N s_R$ (in Nm). Die Residuen beziehen sich wie die in Abb. 5-6 im Abschnitt 5.1.2 auf die Fit-Funktion $\log(W_v) = 2{,}1 + 0{,}79\,\log(F_N s_R)$. Die Reibzahl wird durch die Farbe der Datenpunkte entsprechend der Farbskala angezeigt und streut zwischen den Werten 0,4 und 0,9. Es wurden ausschließlich Daten der BAM-Tribometer mit derselben Berechnungsmethode (Flächen-Methode) verwendet.

Es zeigt sich ein ähnliches Resultat wie in Abb. 5-6. Aus Tests mit gleichen Werten von $F_N s_R$ aber mit unterschiedlichen Reibzahlen resultieren ähnliche Werte des Verschleißvolumens. Ähnliche Reibzahlen mit niedrigen Werten (braune bis schwarze Punkte) verteilen sich über

den gesamten Bereich von $F_N s_R$ und die Residuen mit gleichen Reibzahl-Werten sind statistisch um Null verteilt und bewirken bei separater Fit-Funktion keine wesentliche Verschiebung des Fit, sondern nur eine Zunahme der Streuung. Hohe Reibkoeffizienten nahe 0,9 gibt es nur sehr wenige, so dass deren Verteilung eher oberhalb des Fit von geringer Signifikanz ist.

Es kann also kein signifikanter Einfluss der Reibzahl auf das Verschleißvolumen bzw. den Verschleißkoeffizienten festgestellt werden.

5.1.9 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Auch bei Verwendung von vier verschiedenen Tribometern und einer großen Variation der Beanspruchungsparameter (F_N, ν, Δx, Δt bzw. N und s_R) über einen Bereich des Produkts $F_N s_R$ von sieben Größenordnungen sind die mit 5-mm-Kugeln erzeugten Daten reproduzierbar und wiederholbar. Dank einer sehr großen Datenmenge (402 Tests) kann die Abhängigkeit des Verschleißvolumens von $F_N s_R$ für Tests mit 100Cr6-Stahl in Kugel-Ebene-Konfiguration mit hoher Genauigkeit beschrieben werden.

Der volumetrische Verschleiß folgt dabei für Normalkräfte bis etwa 20 N der Funktion $\log(W_v) = 2{,}1 + 0{,}79 \log(F_N s_R)$ bzw. $W_v = 126 \cdot 10^{-6} (F_N s_R)^{0{,}79}$ mit einem Regressionskoeffizienten von $r = 0{,}98$. Daher hängt der Verschleißkoeffizient k in diesem Fall vom Produkt $F_N s_R$ ab. Für Normalkräfte ab ca. 40 N ist der Verschleißkoeffizient konstant (Steigung gleich eins) mit einem Wert von $k = 5{,}1 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm und es ergibt sich $\log(W_v) = 0{,}71 + \log(F_N s_R)$ bzw. $W_v = 5{,}13 + 5{,}1 \cdot 10^{-6} (F_N s_R)$, was zu einem geringeren Verschleißbetrag bei gleichem Wert des Produkts $F_N s_R$ führt. Diese Verschleißminderung bei höheren Kräften wird auf Verfestigungseffekte zurückgeführt, was durch Härtemessungen vorläufig bestätigt wurde.

Der Übergang von nicht-konstantem Verschleißkoeffizienten zu einem konstanten Verschleißkoeffizienten wird nicht von der höheren Normalkraft, sondern von der höheren Initial-Pressung bestimmt. Dies konnte durch weitere Versuche mit Kugeln mit unterschiedlichem Radius bestätigt werden, denn die Normalkräfte im Übergangsbereich sind bei der Verwendung von Kugeln mit kleinerem Radius (2 mm) niedriger (5–10 N statt 20–40 N), während die Initial-Pressungen annähernd gleich sind (1,5–1,6 GPa in beiden Fällen). Auch Versuche mit einer bereits verschlissenen Kugel unterstützen diese These.

Das Archard-Gesetz kann also für niedrige initiale Flächenpressungen (< 1,5 GPa) für dieses Tribosystem nicht verifiziert werden und gilt nur ab Flächenpressungen von ca. 1,6 GPa. Dieses grundlegende Ergebnis wurde nur möglich durch die Verwendung von großen Datensätzen mit großer Variation der Parameter, insbesondere des Produkts $F_N s_R$.

Erst das Intervall von $F_N s_R$ von ca. sieben Größenordnungen ermöglicht zu zeigen, dass die Daten nicht mit einer Gerade mit einer Steigung von eins gefittet werden können. In anderen Worten: Nur eine so große Anzahl von Daten mit einer ebenfalls großen Variation der unabhängigen Variable führt zu sehr schmalen Vertrauensbändern. Dadurch können die Fit-Parameter präziser bestimmt werden und lassen keine Funktion mit der Steigung eins zu.

5.2 Einfluss der relativen Luftfeuchtigkeit

Die meisten Untersuchungen des Einflusses der Luftfeuchtigkeit auf Verschleiß wurden bei einem einzigen oder wenigen Werten des Produkts aus Normalkraft F_N und Gleitweg s_R durchgeführt. Das ist beispielsweise der Fall bei den in Abschnitt 2.4.3 beschriebenen Versuchen von Klaffke [46] und von Liew [47]. Im vorigen Abschnitt (5.1) wurde gezeigt, dass Verschleißmessungen, die mit 100Cr6-Kugeln gegen 100Cr6-Ebenen durchgeführt werden, auch bei einer großen Variation der Versuchsparameter und selbst bei Verwendung unterschiedlicher Tribometer reproduzierbar und wiederholbar sind. Darüber hinaus wird gezeigt, dass der Verschleißkoeffizient eine Funktion des Produkts $F_N s_R$ ist, und insbesondere, dass er mit zunehmendem Produkt $F_N s_R$ abnimmt. Dies führt dazu, dass Verschleißvolumina, die bei deutlich unterschiedlichen Werten des Produkts $F_N s_R$ ermittelt werden, wegen der Abhängigkeit des Verschleißkoeffizienten von $F_N s_R$ nicht verglichen werden können, auch wenn dieselben Materialien verwendet werden. Frühere Schlussfolgerungen müssen also anhand einer großen Anzahl von Daten aus Messungen, bei denen das Produkt $F_N s_R$ in einem großen Bereich variiert wurde, überprüft und verifiziert werden. Daraus werden grundlegende Erkenntnisse zur Beschreibung von Verschleißmechanismen erwartet. Finales Ziel dieser Analyse ist die Erstellung einer Map des Verschleißkoeffizienten als Funktion sowohl der relativen Luftfeuchtigkeit als auch von $F_N s_R$.

Wie im vorherigen Abschnitt wurde also auch bei der Untersuchung des Einflusses der relativen Luftfeuchtigkeit großer Wert darauf gelegt, eine große Anzahl von Versuchen auswerten zu können. Zusammen mit 635 Versuchsergebnissen aus der BAM-internen TRIDAS-Datenbank bei verschiedenen relativen Luftfeuchtigkeiten (RH) aber sonst gleichen Versuchsbedingungen (100Cr6-Kugeln mit 5 mm Radius gegen 100Cr6-Ebenen, F_N bis 20 N, ungeschmiert) kann eine große Anzahl von Versuchen (686) hinsichtlich des Verschleißkoeffizienten sowie der Verschleißvolumina im gesamten Bereich der Feuchtewerte analysiert werden.

Wie auch im Abschnitt 5.1 sind die untersuchten Versuche in zwei Gruppen unterteilt: Gruppe A besteht aus den Messungen, die in der TRIDAS-Datenbank gespeichert sind (durchgeführt am TKRB, TKRD, TKLA und TKLB), Gruppe B enthält 51 Ergebnisse aus dem vorherigen Abschnitt, ermittelt am SRV 3 und TKLB. Die Gesamtverschleißvolumina der Gruppe A wurden ausschließlich mit Hilfe der W_q-Methode berechnet. Details über die Messung der Versuchsparameter sind in Abschnitt 4.2.4 zu finden. Tabelle 7 zeigt noch einmal die Bereiche der Prüfparameter für jedes Tribometer.

Tabelle 7: Übersicht über die Bereiche der Testparameter und ihre Auflösung in Klammern, falls bekannt.

Tribometer	F_N [N]	Δx [mm]	ν [Hz]
TKLA	0,1–10	0,005–0,4 (0,001)	5–20 (1)
TKLB	0,1–60	0,1–10 (0,001)	0,1–30 (0,1)
TKRD	0,5–20	0,1–5 (0,025)	0,1–30 (0,1)
TKRB	1–20	0,2–1,2	0,5–20 (1)
SRV 3	0,1–200 (0,1)	0,1–3,5 (0,1)	1–511 (1)

In den folgenden Abbildungen sind die Ergebnisse in drei Farben dargestellt, die drei verschiedenen Bereichen der relativen Luftfeuchtigkeit entsprechen: Rot für den niedrigen (0–10 % r. H.), Orange für den mittleren (10–70 % r. H.) und Blau für den hohen RH-Bereich (90–100 % r. H.).

Wie schon erklärt (Abschnitt 5.1.2) zeigen die Konfidenz- bzw. Vertrauensbänder den Bereich, in dem der Fit mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % liegen würde, wenn alle Tests wiederholt würden. Wenn die den verschiedenen Untergruppen vom Datensatz zugehörigen Bänder nicht überlappen, können diese Untergruppen deutlich voneinander unterschieden werden. Dies ist ein guter Indikator für die Signifikanz der Korrelation zwischen einem Eingansparameter und den Testergebnissen.

Die Vorhersagebänder, die 95 % der gefitteten Daten enthalten, ermöglichen es, Ausreißer zu identifizieren und sie gegebenenfalls aus dem Datensatz auszuschließen. In einigen Fällen wurde dies mit den vorliegenden Daten durchgeführt. Beispielsweise wurden so Versuche identifiziert, deren Zyklenzahl mindestens zehnmal geringer war ($N < 2000$) als bei allen anderen Tests, und deren Verschleißvolumen gleichzeitig mindestens eine halbe Dekade unter dem Fit für den entsprechenden Feuchtebereich lag. Diese Daten wurden ausgeschlossen, da deren Verschleißvolumen am Ende der Tests noch im Einlauf-Regime lag.

Die Ergebnisse, die in diesem Abschnitt erläutert werden, sind Thema einer Publikation [76], die während der Promotionsarbeit verfasst wurde.

5.2.1 TKRD

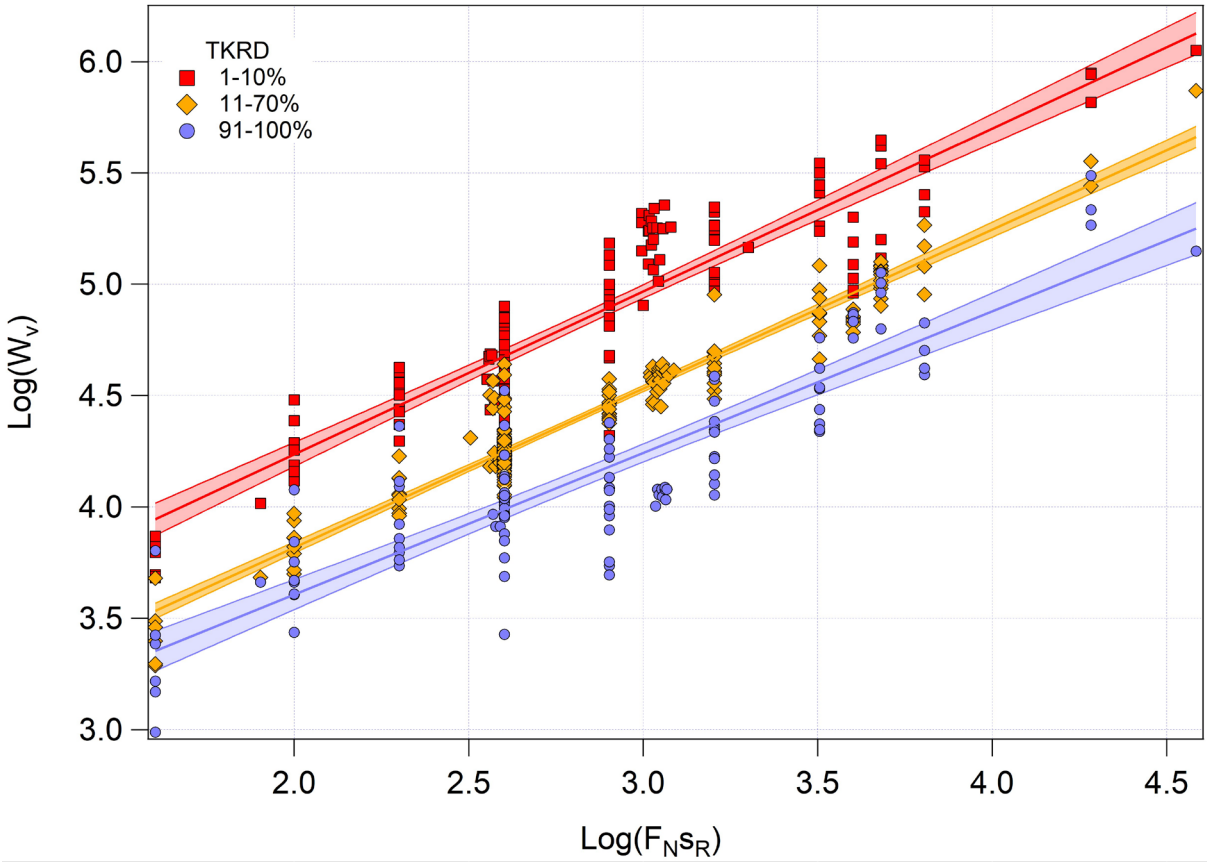


Abb. 5-11: Ergebnisse vom TKRD bei verschiedenen relativen Luftfeuchten in logarithmischer Darstellung des gesamten Verschleißvolumens (10^{-6} mm³) über dem Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm). Die Daten sind nach Luftfeuchtebereichen farblich unterteilt und in jeweils gleicher Farbe ist der Fit und der Vertrauensbereich dargestellt. Rot: niedriger Luftfeuchtebereich (1–10 % r. H.), Orange: mittlerer Luftfeuchtebereich (11–70 % r. H.) und Blau: hoher Luftfeuchtebereich (91–100 % r. H.). Alle Versuche wurden ungeschmiert unter Verwendung von 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen unter Schwingbeanspruchung bei ca. 23 °C und mit folgenden variierten Beanspruchungsparametern durchgeführt: F_N = 1–20 N, ν = 4–31 Hz, Δx = 175–1600 µm, Δt = 500–240 000 s, N = 10^4–4,8·10^6, s_R = 4–3840 m. Überarbeitet nach [76].

Abbildung 5-11 zeigt Ergebnisse von 490 Versuchen auf dem TKRD bei verschiedenen Bereichen der relativen Luftfeuchte in logarithmischer Skala des gesamten Verschleißvolumens (10^{-6} mm³) über $F_N s_R$, d. h. dem Produkt aus Weg und Normalkraft in Nm. Daten von 150 Tests im niedrigen RH-Bereich (1–10 % r. H.) sind als rote Quadrate dargestellt. Orangefarbene Rauten repräsentieren 223 Daten für den mittleren RH-Bereich (11–70 % r. H.). Die Ergebnisse aus 116 Experimenten für den hohen RH-Bereich (91–100 % r. H.) sind als blaue Kreise dargestellt. Die Farben der Fit und Vertrauensbereiche entsprechen denen der Daten. Wie bereits erwähnt, werden nur die Daten für N > 2000 gezeigt, da für eine geringere Anzahl von Zyklen das stationäre Verschleißregime nicht erreicht wurde und der Verschleiß daher geringer ist.

Die Versuchsparameter wurden in folgenden Bereichen variiert: Normalkraft F_N = 1–20 N, Frequenz ν = 4–31 Hz, stroke Δx = 175–1600 µm und Anzahl der Zyklen N = 10^4–4,8·10^6, mit den resultierenden Werten von Versuchsdauer Δt = 500–240000 s, Gleitweg s_R = 4–3840 m und $F_N s_R$ = 40–38400 Nm. Die Temperatur lag zwischen 17 und 29 °C.

Auch wenn die Daten breit gestreut sind, führt ihre hohe Anzahl zu schmalen Konfidenzbändern, die für den gesamten Bereich von $F_N s_R$ nicht überlappen. Dies ist ein signifikanter Hinweis auf den Einfluss der relativen Feuchte auf den Verschleiß, unabhängig von allen anderen Testparametern (F_N, ν, Δx, N und daraus resultierend Δt, s_R, $F_N s_R$ und Anfangspressung p).

Die Fit sind durch die folgenden Funktionen gegeben:

- Für den niedrigen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}77 + 0{,}73 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}91$.
- Für den mittleren Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}39 + 0{,}71 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}96$.
- Für den hohen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}33 + 0{,}64 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}88$.

Bei gleichem Wert von $F_N s_R$ ist das Verschleißvolumen bei trockenen Tests höher als bei feuchten Testbedingungen; bei 30–70 % r. H. liegen die Verschleißvolumina zwischen denen der beiden anderen Bereiche. Die Ergebnisse stimmen daher mit denen von anderen Forschern, insbesondere Klaffke [46] und Liew [47], überein (siehe Abschnitt 2.4.3).

5.2.2 TKLB

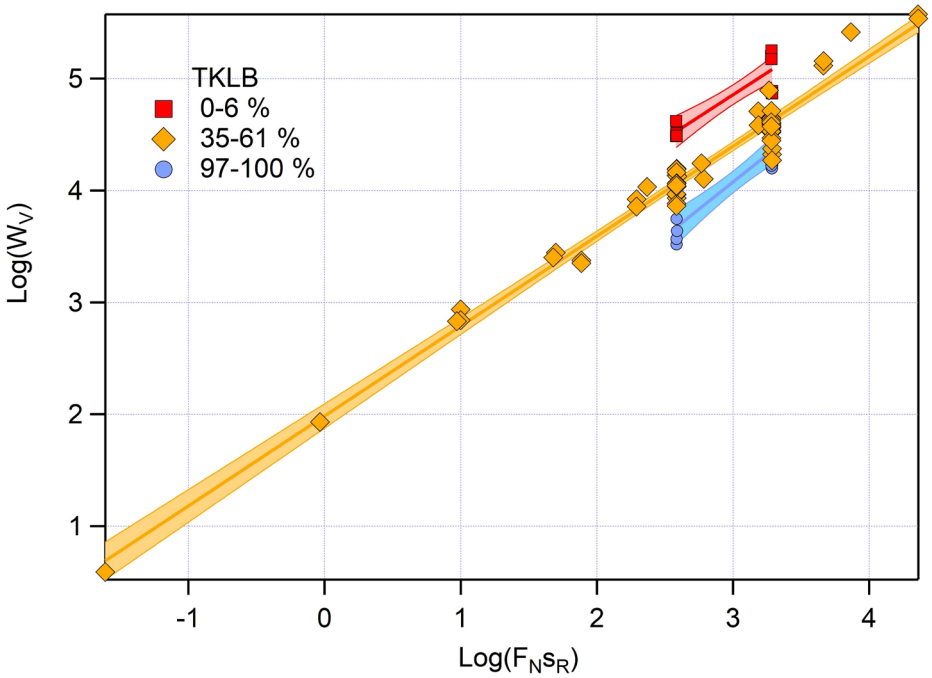


Abb. 5-12: Daten aus Versuchen am TKLB bei verschiedenen relativen Luftfeuchten in logarithmischer Skala des Gesamtverschleißvolumens (10^{-6} mm³) über dem Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm). Die Daten sind nach Luftfeuchtebereichen farblich unterteilt und in der jeweils gleichen Farbe sind der Fit und der Vertrauensbereich dargestellt (Rot/Rosa: niedriger Luftfeuchtebereich von 0–6 % r. H., Orange: mittlerer Luftfeuchtebereich von 35–61 % r. H. und Blau: hoher Luftfeuchtebereich von 97–100 % r. H.). Alle Versuche wurden ungeschmiert unter Verwendung von 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen unter Schwingbeanspruchung bei ca. 23 °C und mit folgenden variierten Beanspruchungsparametern durchgeführt: F_N = 0,1–20 N, ν = 0,1–5 Hz, Δx = 238–9700 µm, Δt = 200–3,5·10⁵ s, N = 400–35000, s_R = 1–2300 m.

Abbildung 5-12 zeigt die Daten aus Versuchen am TKLB bei verschiedenen relativen Luftfeuchten in logarithmischer Skala des Gesamtverschleißvolumens (10^{-6} mm³) über dem Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm). Alle Versuche wurden ungeschmiert unter Verwendung von 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen mit Schwingbeanspruchung bei ca. 23 °C und mit folgenden variierten Beanspruchungsparametern durchgeführt:

F_N = 0,1–20 N, ν = 0,1–5 Hz, Δx = 238–9700 µm und N = 400–35000 mit den resultierenden Werten von Δt = 200–3,5·10^5 s, s_R = 1–2300 m und $F_N s_R$ = 10–23000 Nm. Die Daten sind nach Luftfeuchtebereichen farblich unterteilt und in jeweils gleicher Farbe ist der Fit und der Vertrauensbereich dargestellt. In Rot bzw. Rosa sind die Ergebnisse aus 13 Versuchen bei niedriger Luftfeuchte (0–6 % r. H.) dargestellt. In Orange sind die Daten bei mittlerer Luftfeuchte (35–61 % r. H.) aus 56 Untersuchungen gezeigt. Blau sind die Daten aus 13 Versuchen bei hoher Luftfeuchte (97–100 % r. H.) markiert. Für denselben Wert des Produkts $F_N s_R$ ist der Verschleiß im trockenen Bereich am höchsten, gefolgt von den Werten im mittleren und hohen RH-Bereich. Diese Reihenfolge deckt sich mit dem Ergebnis am TKRD.

Die Fit-Funktionen mit den Korrelationskoeffizienten r sind:

- Für den niedrigen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}45 + 0{,}79 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}9$.
- Für den mittleren Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}06 + 0{,}77 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}97$.
- Für den hohen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 1{,}17 + 0{,}97 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}92$.

Die Datenanzahl für den trockenen und feuchten Bereich ist wesentlich geringer als am TKRD, weshalb die Signifikanz der entsprechenden Fit auch als deutlich geringer eingeschätzt werden muss. Dies wird durch die viel breiteren Vertrauensbänder deutlich. Auch das Vertrauensband des mittleren RH-Bereichs ist breiter als vorher. Die Daten der beiden äußeren Bereiche wurden nur gefittet, um das Ergebnis mit denen der anderen Tribometer vergleichen zu können.

5.2.3 TKRB

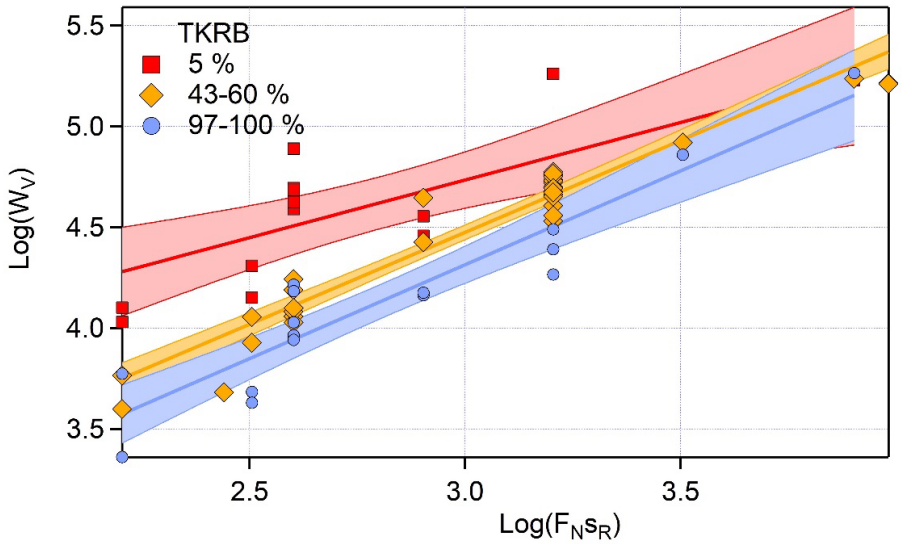


Abb. 5-13: Daten aus Versuchen am TKRB bei verschiedenen relativen Luftfeuchten in logarithmischer Skala des Gesamtverschleißvolumens (10^{-6} mm³) über dem Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm). Die Daten sind nach Luftfeuchtebereichen farblich unterteilt und in der jeweils gleichen Farbe sind der Fit und der Vertrauensbereich dargestellt (Rot/Rosa: niedrige Luftfeuchte von 5 % r. H., Orange: mittlerer Luftfeuchtebereich von 43–60 % r. H. und Blau: hoher Luftfeuchtebereich von 97–100 % r. H.). Alle Versuche wurden ungeschmiert unter Verwendung von 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen unter Schwingbeanspruchung bei ca. 23 °C und mit folgenden variierten Beanspruchungsparametern durchgeführt: F_N = 1–10 N, ν = 0,5–20 Hz, Δx = 138–800 µm, Δt = 1000–2·10^5 s, N = 10^4–6·10^5, s_R = 16–960 m.

Die Ergebnisse am TKRB sind in Abb. 5-13 dargestellt. Darstellungsart und Randbedingungen sind identisch wie in den vorherigen Abbildungen und der Bildunterschrift zu

entnehmen. Unterschiede gibt es bei den Bereichen der Beanspruchungsparameter: F_N = 1–10 N, ν = 0,5–20 Hz, Δx = 138–800 µm und $N = 10^4$–$6 \cdot 10^5$ mit den resultierenden Werten von $\Delta t = 1000$–$2 \cdot 10^5$ s, s_R = 16–960 m bzw. $F_N s_R$ = 160–9600 Nm. Die Daten sind nach dem gleichen Schema wie vorher nach Luftfeuchtebereichen farblich unterteilt. Die Tests mit niedriger Luftfeuchte wurden bei 5 % r. H., mit mittlerer Luftfeuchte bei 43–60 % r. H. und mit hoher Luftfeuchte bei 97–100 % r. H. durchgeführt. Die Anzahl der Versuche mit sehr hoher und sehr niedriger relativer Luftfeuchte ist mit jeweils 17 Versuchen sehr gering, was zu sehr breiten Vertrauensbereichen führt und was auch der Grund der Überlappung mit den jeweils beiden anderen Vertrauensbereichen sein kann. Im mittleren Bereich wurden 36 Versuche durchgeführt. Der resultierende Vertrauensbereich (Orange) ist etwas breiter als am TKRD und TKLB.

Für denselben Wert des Produkts $F_N s_R$ ist der Verschleiß auch für das TKRB im trockenen Bereich am höchsten, gefolgt von den Werten im mittleren und feuchten Bereich. Diese Reihenfolge stimmt also mit den Ergebnissen am TKRD und TKLB überein.

Die Fit-Funktionen mit den Korrelationskoeffizienten r sind:

- Für den niedrigen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 3{,}02 + 0{,}57 \log(F_N s_R)$ mit r = 0,73.
- Für den mittleren Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 1{,}67 + 0{,}94 \log(F_N s_R)$ mit r = 0,97.
- Für den hohen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 1{,}52 + 0{,}93 \log(F_N s_R)$ mit r = 0,94.

5.2.4 TKLA

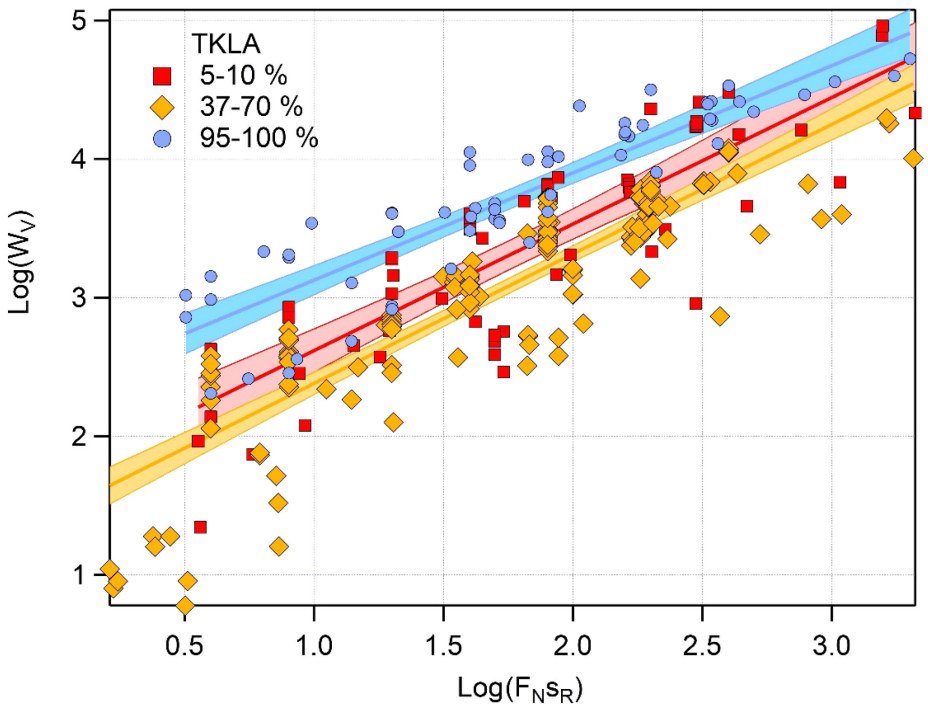


Abb. 5-14: Ergebnisse von Tests am TKLA in drei verschiedenen Bereichen der relativen Luftfeuchtigkeit. Das Gesamtverschleißvolumen (10^6 mm³) und das Produkt aus Normalkraft und Weg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Die Farbe der Markierungen, der Fit und der Vertrauensbereiche entspricht der relativen Luftfeuchtigkeit in den Bereichen 5–10 % r. H. (Rot), 37–70 % r. H. (Orange) und 95–100 % r. H. (Blau) wie in vorherigen Abbildungen. Alle Tests wurden ungeschmiert mit 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen unter Schwingungsbelastung bei Temperaturen T = 22–25 °C und bei Variation der Testparameter in den folgenden Bereichen durchgeführt: F_N = 0,1–10 N, ν =5–20 Hz, Δx = 6–414 µm, Δt = 1000–240000 s, $N = 10^4$–$2{,}4 \cdot 10^6$, s_R = 1,2–1051 m. Überarbeitet nach [76].

Die 284 Testergebnisse in Abb. 5-14 stammen aus dem TKLA und sind in der gleichen Form wie in vorherigen Abbildungen dargestellt (Verschleißvolumen über dem Produkt aus Normalkraft und Gleitweg, beide in logarithmischer Skala). Quadrate, Fit und Konfidenzband in Rot entsprechen einer niedrigen relativen Luftfeuchtigkeit, d. h. 5–10 % (61 Versuche), orangefarbene Rauten, Fit und Konfidenzband dem mittleren RH-Bereich von 37–70 % (63 Versuche), und blaue Kreise, Fit und Konfidenzband einem hohen RH-Niveau, d. h. 95–100 % (60 Versuche). Die Testparameter wurden in den folgenden Bereichen variiert: Temperatur T = 22–25 °C, F_N = 0,1–10 N, ν =5–20 Hz, Δx = 6–414 µm und $N = 10^4$–$2{,}4 \cdot 10^6$ mit den resultierenden Werten von Δt = 1000–240000 s, s_R = 1,2–1051 m und $F_N s_R$ = 1,6–2102 Nm.

Die Fit-Funktionen mit den Korrelationskoeffizienten r sind:

- Für den niedrigen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 1{,}7 + 0{,}91 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}86$.
- Für den mittleren Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 1{,}45 + 0{,}93 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}88$.
- Für den hohen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}35 + 0{,}77 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}9$.

Die Streuung der Daten ist viel größer als bei allen anderen Tribometern. Die Vertrauensbereiche sind sehr breit und überschneiden sich. Trotz der großen Anzahl von Daten übersteigt r nicht 0,9. Insbesondere im mittleren RH-Bereich ist der Regressionskoeffizient im Vergleich zu den anderen Tribometern bei Weitem am kleinsten (0,88 statt 0,96–0,98), obwohl die Anzahl der mit anderen Tribometern durchgeführten Tests in einigen Fällen deutlich geringer ist. Die große Streuung der Daten wird auch durch einen Vergleich der Residuen von TKLA und TKRD für den mittleren RH-Bereich sichtbar. Für das TKLA sind die Residuen von 163 Versuchen zwischen −1,14 und 0,57 mit einer Standardabweichung σ = 0,343 verteilt. Sowohl das gesamte Intervall als auch σ sind für das TKRD deutlich kleiner (−0,25–0,39 und σ = 0,098), obwohl die Anzahl der Daten in diesem Fall höher ist (223).

Daraus lässt sich schließen, dass die Ergebnisse vom TKLA nicht wiederholbar sind.

Außerdem unterscheidet sich die Reihenfolge der Fit von der aller anderen Tribometer. Die Fit für die Daten im hohen RH-Bereich liegt beim TKLA am höchsten, gefolgt von der roten Fit für den niedrigen RH-Bereich. Die geringsten Verschleißvolumina für einen bestimmten Wert von $F_N s_R$ werden bei Tests im mittleren RH-Bereich (orangener Fit) erhalten. Dies steht im Widerspruch zu den Ergebnissen aller anderen Tribometer.

Da von den vier anderen Tribometern eine sehr große Anzahl an Testergebnissen vorliegt und all diese Daten wiederholbar sind, kann der Schluss gezogen werden, dass ein oder mehrere systematische Fehler bezüglich der Konstruktion oder der Sensoren oder irgendeine Anomalie des Geräts die TKLA-Tests beeinflussen. Außerdem kann man daraus schließen, dass der Grund für das unnormale Verhalten dieses Tribometers nicht nur alle Daten verschiebt, sondern selbst von der relativen Luftfeuchtigkeit beeinflusst wird.

Da mehrere Komponenten des TKLA mit denen am TKLB baugleich sind, geben die Unterschiede wichtige Hinweise über die Ursachen der abweichenden Ergebnisse. Anstelle von PMMA besteht das Gehäuse des TKLA aus rostfreiem Stahl. Der maximale stroke beträgt

414 µm statt 10 mm; die Wandlung von großen in kleine Werte des stroke erfolgt mit einem einstellbaren Blattfedergelenk. Elastische Verluste im Aufbau des Tribometers und sogar in der Probe selbst können zu kleineren tatsächlichen stroke am Kontakt führen als am Sensor gemessen. Das TKLA hat eine schwere, sich zur Seite öffnende Tür, die das Gehäuse, in dem das eigentliche Tribometer montiert ist, verwinden könnte. Es ist in der Datenbank nicht dokumentiert, ob die Tür bei Versuchen im mittleren RH-Bereich geschlossen war. Diese Tür hat eine Dichtung, die für niedriges Vakuum geeignet ist, was zu höherem Druck führen könnte, wenn die relative Feuchte durch kochendes Wasser verändert wird. Das Metallgehäuse hat außerdem eine andere chemische Oberflächenbeschaffenheit und Wärmeleitfähigkeit, die sowohl die Wasseradsorption als auch die Temperatur beeinflussen.

Eine signifikante Anomalie der aufgezeichneten Daten für den linearen Verschleiß des TKLA ist die lineare Funktion über der Zeit ($W_l \propto t$) bei RH nahe 100 % r. H., im Gegensatz zur typischen Funktion für andere Tribometer ($W_l \propto 1 - e^{-ct}$). Dies führt zu sehr großen Werten von W_l und W_v.

Auch die sehr kleinen stroke, die zu kleinen $d_{\parallel}$-Werten führen, bewirken weitere Anomalien. Das Aspektverhältnis der Verschleißspuren auf der Ebene ist recht hoch und die steilen Flanken begünstigen die Ansammlung von Verschleißpartikeln. Dies führt zu einem höheren Spannungsniveau im Material, da die Reibungskraft aufgrund des höheren Widerstandes, der durch die Partikel verursacht wird, ebenfalls ansteigt. Außerdem ist die Bestimmung der aufgebrachten Normalkraft wie bei allen BAM-Tribometern mit großen Unsicherheiten behaftet, wenn ihr Wert kleiner als 1 N ist. Solche kleinen Werte der Normalkraft wurden in der Tat in mehreren Versuchen am TKLA verwendet.

Kleine stroke könnten aufgrund der Verwendung der W_q-Methode zur Bestimmung des Verschleißvolumens die Versuchsergebnisse möglicherweise zusätzlich beeinflussen. Selbst kleine Abweichungen bei der Bestimmung der geringen Spurbreiten können zu erheblichen Fehlern im resultierenden Verschleißvolumen führen. Auch das teilweise Abrollen der Kugel durch elastische Verformung kann zu wesentlichen Abweichungen von der Geometrie führen, die der Berechnung zugrunde liegt.

5.2.5 Zusammenführung der Daten

Tabelle 8 zeigt die Parameter der Fit-Funktion in der Form $\log(W_v) = a + b\log(F_N s_R)$ für alle RH-Bereiche und Tribometer, einschließlich der Regressionskoeffizienten r und der Anzahl der durchgeführten Tests. Im SRV 3 wurden nur Tests im mittleren RH-Bereich durchgeführt.

Tabelle 8: Übersicht über die Parameter a und b der Fit-Funktion ($\log(W_v) = a + b\log(F_N s_R)$), sortiert nach Bereichen der relativen Luftfeuchtigkeit und Tribometertyp. Für jeden Bereich ist der Mittelwert der relativen Luftfeuchtigkeit angegeben. Außerdem sind der Regressionskoeffizient r und die Anzahl der Versuche aufgeführt.

RH Bereich	Tribometer	Anzahl der Tests	RH-Bereich [% r. H.]	durchschnittliche RH [% r. H.]	a	b	r
niedrig	TKLA	61	5–10	6,5 ±1,5	1,7	0,91	0,86
	TKLB	13	0–6	2,6 ±2,2	2,49	0,79	0,9
	TKRB	17	5	5	3,02	0,57	0,73
	TKRD	150	1–10	3,8 ±2,2	2,77	0,73	0,91
mittel	TKLA	163	37–70	50,6 ±3,9	1,45	0,93	0,88
	TKLB	56	35–61	46,8 ±4	2,06	0,77	0,97
	TKRB	36	43–60	48,5 ±3,8	1,67	0,94	0,97
	TKRD	223	11–70	41 ±13	2,39	0,71	0,96
	SRV 3	45	10–43	24,5 ±12,3	2,1	0,79	0,98
hoch	TKLA	60	95–100	98,1 ±1,8	2,35	0,77	0,9
	TKLB	13	97–100	98,7 ±1,2	1,17	0,97	0,92
	TKRB	17	97–100	99,8 ±0,7	1,52	0,93	0,94
	TKRD	116	91–100	99,5 ±1,4	2,33	0,64	0,88

Abbildung 5-15 zeigt die Ergebnisse der fünf Tribometer für den mittleren Luftfeuchtebereich (10–70 % r. H.). Die Daten der TKLA-Tests, die bereits in Abb. 5-14 als orangefarbene Rauten dargestellt sind, werden erneut ohne Fit als gelbe Punkte dargestellt. Für die anderen Daten sind nur die Fit als schwarze Geraden dargestellt, zusammen mit Vertrauensbändern in Blau für das TKRD, Grün für das TKRB, Grau für das TKLB und Rosa für das SRV 3. Die Fit-Funktionen befinden sich in Tabelle 8. Das Diagramm zeigt, dass die TKLA-Daten nicht nur eine große Streubreite und eine von allen anderen Tribometern abweichende Reihenfolge der Feuchtigkeitsintervalle aufweisen, sondern auch in einzelnen Feuchtigkeitsintervallen nicht mit den Ergebnissen der anderen Tribometer übereinstimmen.

Da 1) die Testergebnisse für die 100Cr6-Kugel-Ebene-Tests unterhalb einer bestimmten Initial-Pressung (< 1,6 GPa, siehe Abschnitt 5.1) auf den vier anderen Tribometern wiederholbar sind, 2) die Streuung der anderen Daten viel geringer ist und 3) die Reihenfolge der Feuchteintervalle immer dieselbe ist, müssen die TKLA-Daten in der folgenden Analyse ausgeschlossen werden und sind in den weiteren Diagrammen nicht enthalten.

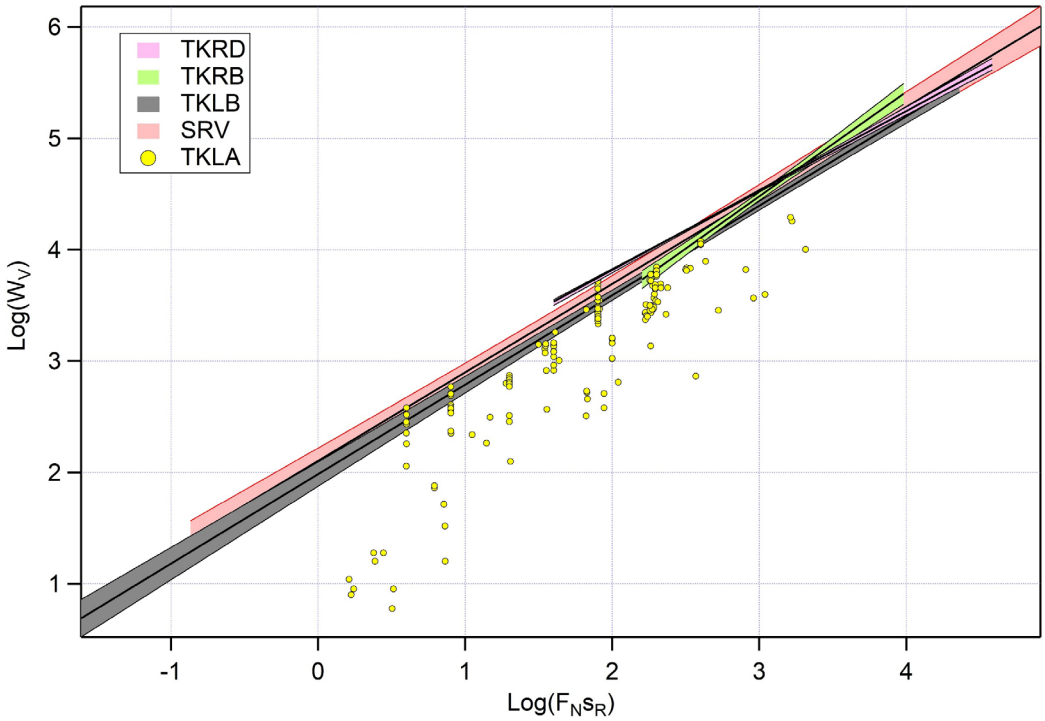


Abb. 5-15: Ergebnisse von Tests am TKRD, TKRB, TKLB und SRV, dargestellt als Fit mit farbigen Konfidenzbändern. Zusätzlich werden Ergebnisse von Tests am TKLA als gelbe Punkte dargestellt. Alle Tests wurden bei mittlerer relativer Luftfeuchtigkeit durchgeführt. Das Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) und das Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Die Fit sind in Schwarz dargestellt, mit Vertrauensbändern in Rosa für SRV 3, in Blau für TKRD, in Grün für TKRB und in Grau für TKLB. Alle Tests wurden ungeschmiert mit 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen unter Schwingungsbeanspruchung bei 17–29 °C und mit in den folgenden Bereichen variierten Beanspruchungsparametern durchgeführt: F_N = 0,1–20,4 N, ν = 0,1–511 Hz, Δx = 6–8000 µm, N = 40–10^7, s_R = 0,04–4000 m und Δt = 14–2,4·10^5 s. Überarbeitet nach [76].

Die Konfidenzbänder der Fit in Abb. 5-15 sind schmal und überlappen einander für einen weiten Bereich des Produkts $F_N s_R$. Daher können alle Daten zusammengefügt werden, wie in Abb. 5-16 gezeigt. Wie auch in Abschnitt 5.1.2, wo die Daten für mittlere RH als Gesamt-Fit dargestellt sind, sind die Testergebnisse reproduzierbar und wiederholbar.

Abbildung 5-16 zeigt alle Ergebnisse der vier Tribometer Gesamt-Fit für die drei verschiedenen RH-Bereiche. Die Fit und Vertrauensbereiche für den niedrigen und hohen RH-Bereich stammen aus Tests mit den drei Tribometern TKLB, TKRB und TKRD. Der mittlere Bereich der relativen Luftfeuchte umfasst auch Daten vom SRV 3. Das Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) und das Produkt $F_N s_R$ (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Form und Farbe der Datenpunkte entsprechen dem RH-Bereich: rote Quadrate für niedrige RH (0–10 % r. H.), orangefarbene bzw. weiße Rauten für mittlere RH (10–70 % r. H.) und blaue Kreise für hohe RH (91–100 % r. H.). Die Farbintensität entspricht dem Tribometer, wie in der Legende dargestellt. Jeder Fit enthält alle Daten für einen bestimmten RH-Bereich.

Die große Datenmenge führt zu sehr schmalen Vertrauensbändern. Diese Bänder überschneiden sich nicht über drei Größenordnungen des Produkts $F_N s_R$. Dies beweist, dass die relative Luftfeuchtigkeit unabhängig von anderen Belastungsparametern einen Einfluss auf den Verschleiß hat. Weitere Tests mit niedrigeren Werten von $F_N s_R$ könnten geplant werden, um die Vertrauensbänder für den niedrigen und hohen RH-Bereich zu verbessern.

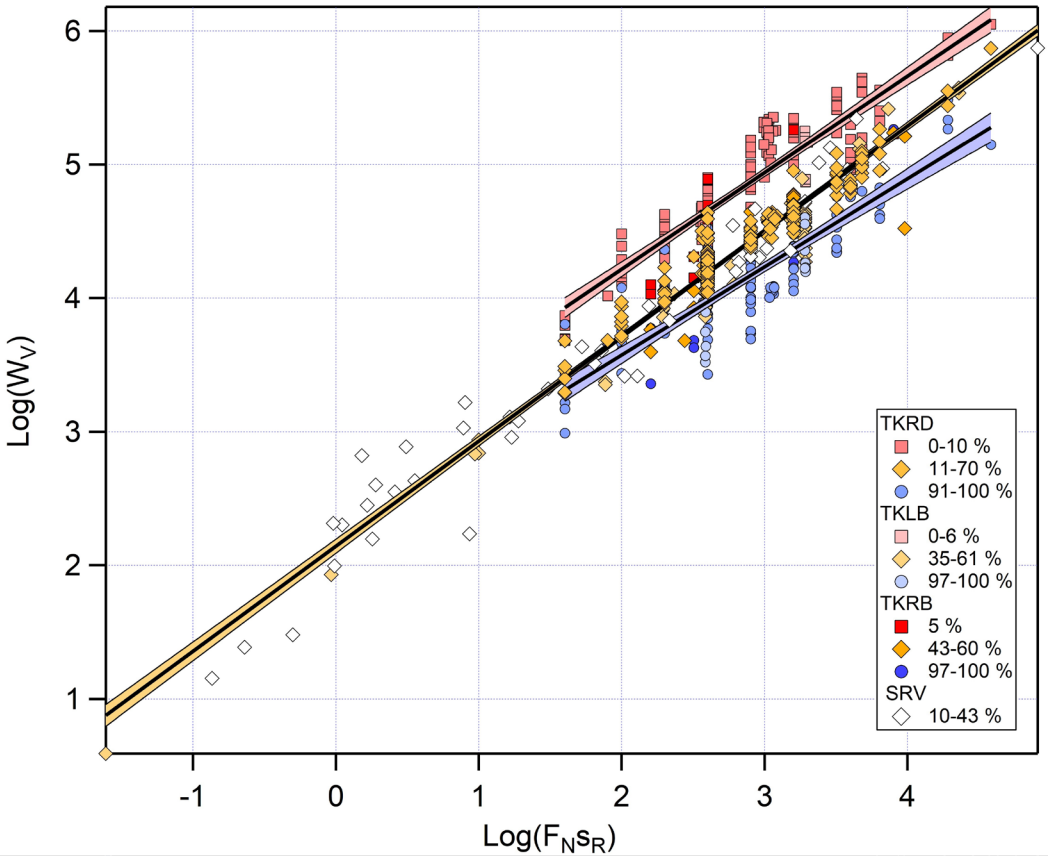


Abb. 5-16: Ergebnisse aller Daten der Tests am TKRD, TKRB, TKLB und SRV 3 in drei verschiedenen Bereichen der relativen Luftfeuchtigkeit. Das Gesamtverschleißvolumen (10^{-6} mm³) und das Produkt aus Normalkraft und Reibungsweg (Nm) sind in logarithmischer Skala dargestellt. Die Datenpunkte werden als rote Quadrate für niedrige RH-Werte (0–10 % r. H.), orangefarbene Rauten für mittlere RH-Werte (10–70 % r. H.) und blaue Kreise für hohe RH-Werte (91–100 % r. H.) dargestellt. Die Intensität der Farben entspricht den Tribometern, wie in der Legende dargestellt. Jeder Fit gilt für einen Bereich der relativen Luftfeuchte und die drei Tribometer TKLB, TKRB und TKRD. Fit und Konfidenzbänder des mittleren RH-Bereichs enthalten zusätzlich SRV-Daten. Alle Tests wurden ungeschmiert mit 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen unter Schwingungsbeanspruchung bei einer Temperatur von 17–29 °C und mit in den folgenden Bereichen variierten Testparametern durchgeführt: F_N = 0,6–20,4 N, ν = 0,1–511 Hz, Δx = 20–8000 µm, N = 40–10^7, s_R = 0,04–4000 m und Δt = 14–35000 s. Überarbeitet nach [76].

Die Fit-Funktionen sind:

- Für den niedrigen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}77 + 0{,}72 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}89$.
- Für den mittleren Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}14 + 0{,}79 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}98$.
- Für den hohen Luftfeuchtebereich $\log(W_v) = 2{,}25 + 0{,}66 \log(F_N s_R)$ mit $r = 0{,}87$.

Wie bereits in Abschnitt 5.1.2 für den mittleren RH-Bereich gezeigt, ist der Verschleißkoeffizient nicht konstant (die Steigung der linearen Fit ist von 1 verschieden) und hängt auch im niedrigen und hohen RH-Bereich von $F_N s_R$ ab. Insbesondere ist die Steigung immer kleiner als 1. Somit nimmt der Verschleißkoeffizient mit zunehmendem Produkt $F_N s_R$ ab.

Die am besten geeignete Unterteilung in Feuchtebereiche wurde mit dem Ziel der besten Unterscheidbarkeit gewählt. Es wurde mit einer automatisierten Analyse für die Gruppierung der Daten untersucht, ob andere und/oder weitere Unterteilungen besser geeignet sind. Dies war nicht der Fall. Beispielsweise überschneiden sich die Fit der Daten in kleineren Intervallen des mittleren Bereichs (z. B. 10–20 % r. H., 20–30 % r. H. usw.), was darauf hinweist, dass solche Intervalle nicht unterscheidbar sind. Leider fehlt es an Daten von 70–

90 % r. H., so dass es unmöglich ist, den Einfluss der Feuchtigkeit in diesem Intervall zu charakterisieren.

Die große Anzahl von Daten (686) ermöglicht es, frühere Aussagen [46] über den Einfluss von RH auf den Verschleißkoeffizienten k und auf $W_{v,K}$ und $W_{v,E}$ zu verifizieren. Da nun erkannt wurde, dass der Verschleißkoeffizient von $F_N s_R$ abhängt, wird der Einfluss der relativen Feuchtigkeit für mehrere Werte von $F_N s_R$ und nicht nur für einen Wert beschrieben, wie in Ref. [46] für $F_N s_R = 400$ Nm der Fall. Das Ergebnis einer solchen Analyse ist ein Diagramm von $k(h,F_N s_R)$, d. h. des Verschleißkoeffizienten k als Funktion sowohl der relativen Luftfeuchtigkeit h als auch des Produkts $F_N s_R$. Eine solche so genannte Verschleiß-Map wurde nach zwei verschiedenen Ansätzen erstellt.

Die erste Möglichkeit bestand darin, die Kurven $k(h)$, d. h. den Verschleißkoeffizienten als Funktion der relativen Luftfeuchtigkeit in bestimmten Intervallen des Produkts $F_N s_R$ zu ermitteln. Dies konnte für acht Intervalle erfolgen, die genügend Messpunkte (> 20) enthalten, die in Tabelle 9 angegeben sind.

Tabelle 9: Intervalle des Produkts $F_N s_R$, in denen die Kurven $k(h)$ ermittelt wurden. Der Mittelwert $(F_N s_R)_m$ in jedem Intervall und die Anzahl der Punkte vor und nach der Mittelwertbildung des Verschleißkoeffizienten bei derselben relativen Luftfeuchtigkeit sind ebenfalls aufgeführt.

$(F_N s_R)_{min} - (F_N s_R)_{max}$ [Nm]	$(F_N s_R)_m$ [Nm]	Anzahl der Punkte	Anzahl der Punkte nach Mittelwertbildung
40–53	42	22	10
80–130	100	28	14
160–235	195	39	18
320–400	390	231	58
800–1225	935	117	33
1600–2000	1715	98	31
3200–3800	3230	29	14
4000–6400	4800	57	31

Der quadratische Mittelwert und die arithmetische Abweichung wurden immer dann bestimmt, wenn mehrere Werte von k für dieselbe Feuchtigkeit vorhanden waren. Eine beispielhafte Kurve für 320 Nm < $F_N s_R$ < 400 Nm ist in Abb. 5-17 dargestellt. Fehlerbalken zeigen die arithmetische Abweichung an.

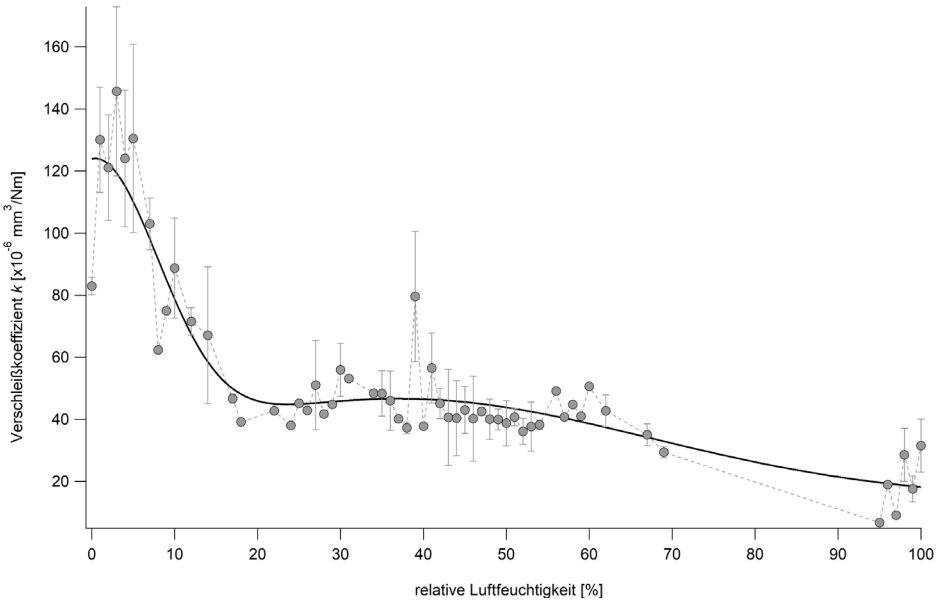


Abb. 5-17: Berechneter Verschleißkoeffizient $k(h)$ als Funktion der relativen Luftfeuchtigkeit für 320 Nm < $F_N s_R$ < 400 Nm. Die Daten sind verbunden durch eine gestrichelte Linie. Fehlerbalken zeigen, wenn möglich, die arithmetische Abweichung an. Die schwarze Kurve zeigt einen Fit mit einer doppelten Gaußfunktion. Überarbeitet nach [76].

Alle auf diese Weise gewonnenen Kurven für verschiedene Intervalle des Produkts $F_N s_R$ zeigen eine starke Abnahme des Verschleißkoeffizienten von 0 bis ca. 20 % r. H., gefolgt von einem Plateau zwischen 20 und ca. 60 % r. H. ($k \cong 50 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm in Abb. 5-17). Nach einem Bereich bis ca. 95 % r. H. mit fast keinen Daten liegt der Verschleißkoeffizient noch niedriger ($k \cong 20 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm bei ca. 100 % in Abb. 5-17). Die Kurven können mit einer doppelten Gaußfunktion (Gl. (60)) gefittet werden, wie ebenfalls in Abb. 5-17 dargestellt, wobei h die relative Luftfeuchtigkeit und k_0, A_1, A_2, w_1, w_2 und h_0 Fit-Parameter sind:

$$k(h) = k_0 + A_1 \exp\left(-\frac{h}{w_1}\right) + A_2 \exp\left(-\frac{h - h_0}{w_2}\right). \tag{60}$$

Die Kurve stimmt mit den Ergebnissen von Klaffke [46] überein, die für $F_N s_R$ = 400 Nm vorliegen.

Der Kurvenverlauf in Abb. 5-17 spiegelt die für die Adsorption von Wasser an den meisten Metallen typische BET-Typ-II-Adsorptionsisotherme wider [77].

Die BET-Adsorptionsisotherme, entwickelt von Brunauer, Emmett und Teller [78], beschreibt die Adsorption von Multilayer-Schichten und ist im allgemeinen Fall durch folgende Gleichung gegeben:

$$\frac{n}{n_{mon}} = \frac{C}{\left(1 - \frac{P}{P_0}\right)\left[1 + \frac{P}{P_0}(C - 1)\right]} \frac{P}{P_0}, \tag{61}$$

wo n die Anzahl der adsorbierten Mole pro Flächeneinheit, n_{mon} die Anzahl der adsorbierten Mole in einem Monolayer pro Flächeneinheit, P der Druck, P_0 der Dampfdruck und C eine materialspezifische Konstante ist. Die Form der Kurve hängt im Wesentlichen von der Konstante C ab, die gemessen werden muss.

Barthel et al. [79] haben die Konstante C für 440C-Edelstahl gemessen. Mit diesem Wert von C zeigt die Adsorptionsisotherme einen raschen Anstieg der Bedeckung zwischen 0 und ca. 10 % r. H., entsprechend der Adsorption einer Monoschicht, gefolgt von einem moderaten Anstieg bis ca. 80 % r. H., da die Dicke der Wasserschicht recht stark zunimmt. Es ist davon auszugehen, dass sich diese Konstante und damit die Form der Kurve für 100Cr6-Stahl nicht wesentlich unterscheiden.

Die Adsorption von Wasser führt zu mehreren Phänomenen, die die Reibung und den Verschleiß stark beeinflussen. Erstens füllt Wasser wegen Kapillarkondensation selbst bei sehr niedriger Luftfeuchtigkeit Poren und Kratzer von rauen Oberflächen. Die Kapillarkondensation wird durch die Kelvin-Gleichung beschrieben:

$$RT\ln\frac{P_0^K}{P_0} = \gamma V_m \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}, \tag{62}$$

wo R die Gaskonstante, T die Temperatur, P_0^K der Dampfdruck der gekrümmten Oberfläche, γ die Oberflächenspannung, V_m das molare Volumen und R_1 und R_2 die Krümmungsradien sind. Für eine kreisförmige Pore gilt:

$$RT\ln\frac{P_0^K}{P_0} = -\frac{2\gamma V_m}{r_C}, \tag{63}$$

mit r_C dem Kapillarradius, bei dem der Meniskus im Gleichgewicht ist.

Im Falle von Wasserdampf, mit $\gamma = 0{,}072$ J/m² und $V_m = 18\cdot10^{-6}$ m³, beträgt der Kapillarradius $r_C \cong 1\ \text{nm}/\ln(h)$. Die Oberflächen von Hohlräumen sind daher mit einer dünnen Wasserschicht bedeckt, die reagieren und Schichten aus Eisenhydroxiden und Eisenoxid-Hydraten bilden kann, wodurch der Verschleiß verringert wird.

Auf der anderen Seite übt das Wasser, das die Hohlräume füllt, eine kapillare oder Meniskuskraft aus, die durch die Young-Laplace-Gleichung $\Delta P = \gamma(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2})$ beschrieben wird. Aufgrund dieser Kraft, die im Detail in Ref. [79] untersucht wurde, können Verschleißpartikel agglomerieren und daher im Kontaktbereich bleiben [80]. Für zwei kugelförmige Partikel mit Radius r_P ist die Kapillarkraft $F_c = 2\pi r_P$. Für eine bestimmte Flüssigkeit hängt die Kapillarkraft also nur von der Form und Abmessung der Verschleißpartikel ab und nicht vom Krümmungsradius des dazwischen liegenden kondensierten Wassers oder vom Dampfdruck. Das heißt, sie hängt nicht von der Flüssigkeitsmenge zwischen den Partikeln ab, sofern diese Flüssigkeitsmenge nicht zu klein (es gibt kein kondensiertes Wasser zwischen den Partikeln) und nicht zu groß ist (die Partikel sind in Wasser eingetaucht ohne Grenzfläche zur Luft) ([29], S. 48 und [81]). Dies erklärt das Vorhandensein eines Plateaus zwischen 20 und 60 % r. H. in den Kurven $k(h)$. Je nach Form und Härte der Partikel kann ihr Einwirken im Kontaktbereich den Verschleiß begünstigen (durch Abrieb), aber auch verringern (durch Reduzierung bzw. Verhinderung des Anhaftens der Oberflächen [46].

Der dritte Haupteffekt von adsorbiertem Wasser ist die Bildung einer Multilayer-Schicht auf der gesamten Oberfläche, beginnend bei relativen Luftfeuchtigkeiten von ca. 90 % r. H. In diesem Fall ist es wahrscheinlich, dass die gesamten wechselwirkenden Oberflächen reagieren

und die bereits erwähnten Schichten bilden. Darüber hinaus hat die adsorbierte Wasserschicht in Abhängigkeit vom einwirkenden Druck eine schmierende Wirkung, worauf auch Goto et al. hingewiesen haben [44]. Wie in Ref. [77], verursacht dies u. a. den stark reduzierten Reibungskoeffizienten bei hoher relativer Luftfeuchtigkeit, der auch in den Experimenten der vorliegenden Arbeit festgestellt wurde.

Zu diesen Mechanismen kommen die in Abschnitt 3.1.3 beschriebenen tribochemischen und chemischen Phänomene, die aber nicht gemessen oder charakterisiert werden konnten.

Eine Besonderheit der Kurve in Abb. 5-17, nämlich die leichte Steigung des Verschleißkoeffizienten bei einer relativen Luftfeuchtigkeit < 5 % r. H., die ein Maximum bei ca. 4 % r. H. ergibt, dürfte ein Artefakt sein, und zwar aufgrund der geringen Anzahl von Versuchspunkten unter 5 % r. H. und der geringen Messsicherheit der relativen Luftfeuchtigkeit in diesem Bereich.

Wie bereits erwähnt, kann die Abhängigkeit von k sowohl von der relativen Feuchte h als auch vom Produkt $F_N s_R$ auf einem zweiten Weg charakterisiert werden. Die Grundlage für diese zweite Analyse ist die lineare Beziehung zwischen $\log W_v$ und $\log(F_N s_R)$. Alle Ergebnisse, sortiert nach der Feuchte h, wurden dynamisch in Gruppen von 100 Daten mit einer Gerade $\log W_v = a(h) + b(h)\log(F_N s_R)$ gefittet, wobei die Fit-Parameter von der relativen Feuchte abhängen. "Dynamisch" bedeutet, dass der erste Fit vom ersten bis zum 100. Punkt erfolgt, der zweite vom zweiten bis zum 101., usw. Die entsprechende Feuchte ist der Mittelwert der Feuchte über die 100 Punkte. Die sich daraus ergebenden Fit-Parameter a und b, die von h abhängen, werden zur Berechnung des Verschleißkoeffizienten in Abhängigkeit vom Produkt $F_N s_R$ gemäß der folgenden Formel verwendet:

$$\begin{aligned} &\log k(h, F_N s_R) = \log W_v - \log(F_N s_R) = a(h) + [b(h) - 1]\log(F_N s_R) \\ &\Rightarrow k(h, F_N s_R) = a(h)(F_N s_R)^{[b(h)-1]}. \end{aligned} \tag{64}$$

Dies führt zu der Darstellung in Abb. 5-18, wo schwarze Linien die Werte des Verschleißkoeffizienten k für denselben Wert von $F_N s_R$ verbinden.

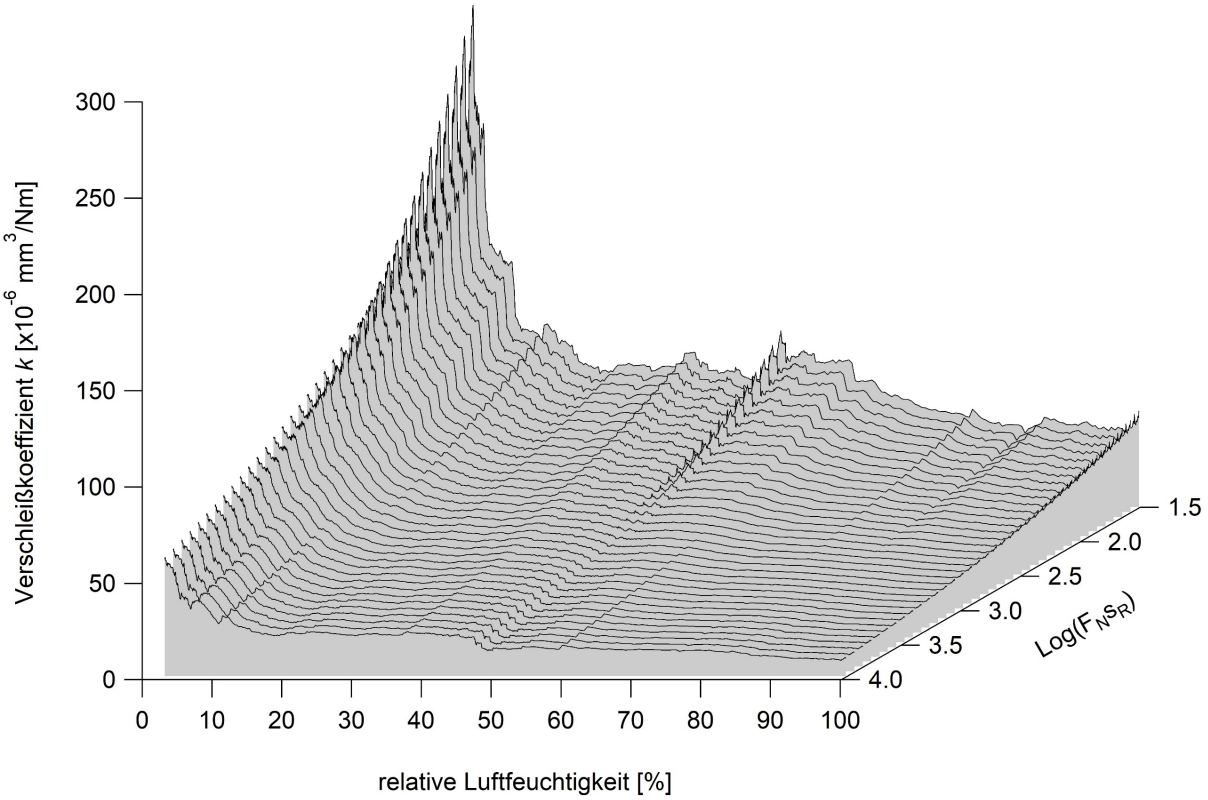


Abb. 5-18: Verschleißkoeffizient k (10^{-6} mm³/Nm) über der relativen Luftfeuchtigkeit (% r. H.) und dem Produkt $F_N s_R$ (Nm), welches in logarithmischer Skala dargestellt ist. Die schwarzen Kurven verbinden Werte des Verschleißkoeffizienten k für denselben Wert von $F_N s_R$. Überarbeitet nach [76].

Es ist aufschlussreich, die Kurven $k(h)$, die in den acht Intervallen von $F_N s_R$ ermittelt wurden (siehe Tabelle 9 und Abb. 5-17), und die in Abb. 5-18 gezeigte Map des Verschleißkoeffizienten zu überlagern. Zu diesem Zweck zeigt Abb. 5-19 einige ausgewählte Profillinien aus Abb. 5-18 bei konstanten Werten von $F_N s_R$ als dünne hellgraue Kurven. Zusätzlich sind die Profillinien, die den Mittelwerten von $F_N s_R$ in Tabelle 9 entsprechen, als dicke farbige Linien dargestellt. Die gleichen Farben werden für die Marker der Kurven $k(h)$ verwendet, die in den acht Intervallen von $F_N s_R$ ermittelt wurden. Die Kurve für $F_N s_R$ = 390 Nm ist dieselbe, wie in Abb. 5-17 dargestellt.

Wie man sieht, stimmen die Kurven $k(h)$, die von den beiden verschiedenen Analyseansätzen stammen, fast für den gesamten Luftfeuchtigkeitsbereich überein. Bei sehr niedriger Luftfeuchtigkeit sind jedoch deutliche Unterschiede zu erkennen. Dies ist höchstwahrscheinlich darauf zurückzuführen, dass die Mittelwerte der Feuchte, die für die Darstellung in Abb. 5-18 berechnet wurden, erst bei 2,4 % r. H. beginnen, da nur 47 Versuche mit einer RH von 0–2 % r. H. durchgeführt wurden.

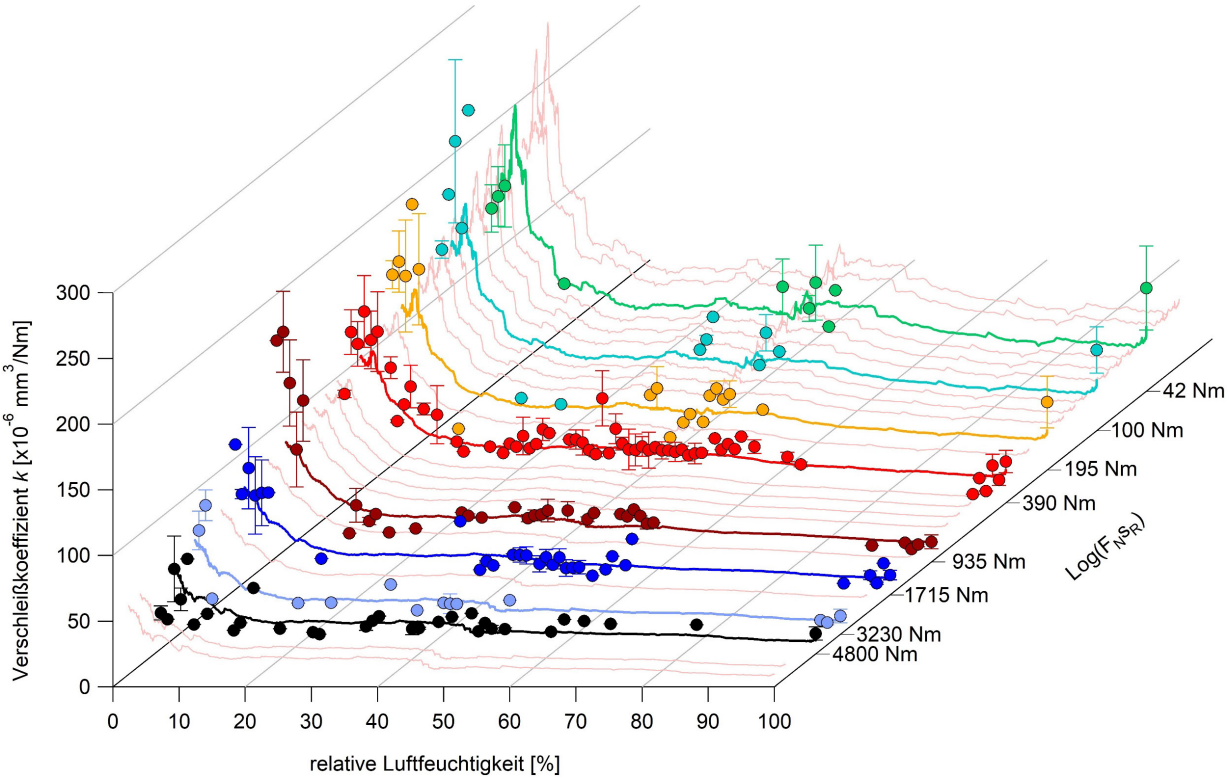


Abb. 5-19: Kurven $k(h)$ des Verschleißkoeffizienten (10^{-6} mm³/Nm), die in den acht in Tabelle 9 aufgeführten Intervallen des Produkts $F_N s_R$ ermittelt wurden, über der relativen Luftfeuchtigkeit h und dem Produkt $F_N s_R$ (Nm). Die Kurven sind durch Kreise in verschiedenen Farben dargestellt. Die y-Achse ($F_N s_R$) ist in logarithmischer Skala, wobei die Markierungen die Mittelwerte von $F_N s_R$ in jedem Intervall der Tabelle 9 anzeigen. Zusätzlich werden Kurven von k bei konstanten Werten von $F_N s_R$, die aus der Grafik in Abb. 5-18 entnommen wurden, als dünne hellgraue Linien oder als dicke Linien unterschiedlicher Farbe dargestellt, wenn sie den Mittelwerten von $F_N s_R$ der Kurven $k(h)$ entsprechen. Überarbeitet nach [76].

Wie bereits festgestellt, nimmt der Verschleißkoeffizient k mit zunehmendem Produkt $F_N s_R$ ab. Der Anfangswert von k unter 5 % r. H. wird mit zunehmendem Wert des Produkts $F_N s_R$ immer geringer (von $> 200 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm für $F_N s_R \cong 30$ Nm bis $60 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm für $F_N s_R \cong 9000$ Nm). Die Höhe des Plateaus um 40 % r. H. nimmt mit zunehmendem Wert von $F_N s_R$ ebenfalls ab, jedoch weniger steil (von $75 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm für $F_N s_R \cong 30$ Nm bis $20 \cdot 10^{-6}$ mm³/Nm für $F_N s_R \cong 9000$ Nm). Dies kann als eine Folge der zunehmenden Abflachung der Oberflächen interpretiert werden, da $F_N s_R$ zunimmt, was zu einem geringeren Beitrag der Füllung von Poren und Hohlräumen mit Wasser und der daraus folgenden verschleißmindernden Reaktionen führt.

Abbildung 5-19 zeigt also ein experimentell überprüftes Modell des Einflusses der relativen Luftfeuchtigkeit auf den Verschleißkoeffizienten fast im kompletten Bereich der relativen Luftfeucht und in einem sehr breiten Bereich des Produkts $F_N s_R$ (30–9000 Nm). Eine solche Darstellung kann benutzt werden, um Ergebnisse von einzelnen Messungen zu extrapolieren, um Simulationen zu verifizieren oder auch um Simulationsparameter zu generieren.

In Ref. [46] wurde auch der Einfluss der relativen Luftfeuchtigkeit auf die Verschleißvolumina von Kugel und Ebene separat untersucht. Dieses Ergebnis kann auch für andere Bereiche von $F_N s_R$ verifiziert und verallgemeinert werden. Abbildung 5-20 zeigt die Werte von $W_{v,K}$ und $W_{v,E}$ über der relativen Luftfeuchte im Bereich 320 Nm < $F_N s_R$ < 400 Nm. Der

Durchschnittswert von 390 Nm entsprechend also der Kurve in Abb. 5-17 und dem Wert von $F_N s_R$, der in Ref. [46] verwendet wurde.

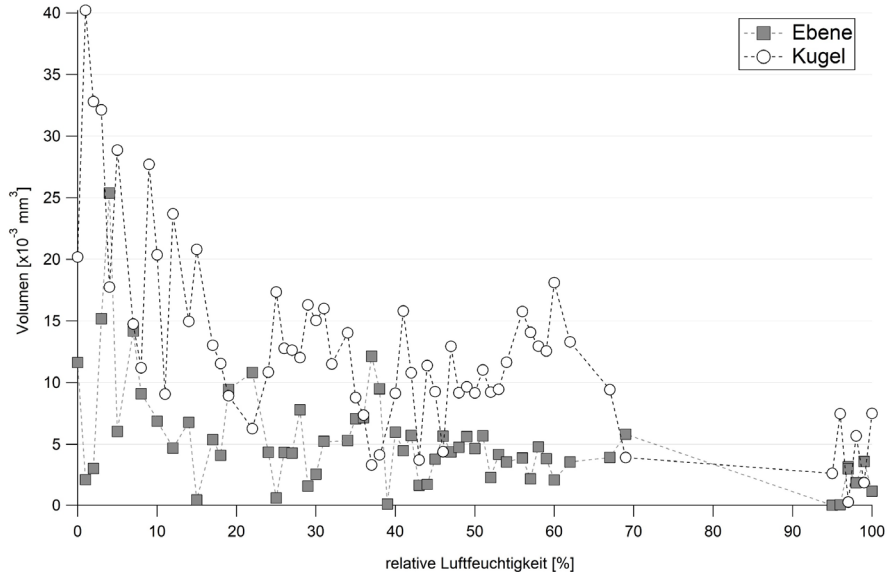


Abb. 5-20: Vergleich der Verschleißvolumina $W_{v,K}$ (Kreise) und $W_{v,E}$ (Quadrate) in 10^{-3} mm³ über der relativen Luftfeuchtigkeit in % r. H. für den Bereich 320 Nm < $F_N s_R$ < 400 Nm. Überarbeitet nach [76].

Die Hauptmerkmale der in Ref. [46] beschriebenen Kurve des Verschleißvolumens der Kugel über der relativen Luftfeuchte können nicht bestätigt werden. Diese weist nach Klaffke eine signifikante Zunahme im mittleren RH-Bereich (20–70 % r. H.) auf mit einem Maximum bei ca. 45 %, bei dem ein Volumen von ca. $18 \cdot 10^{-3}$ mm³ erreicht wird. In Abb. 5-20 hingegen weist das Kugelverschleißvolumen kein Maximum auf und streut im selben RH-Bereich leicht zwischen 10 und $12 \cdot 10^{-3}$ mm³. Die Kurve von $W_{v,E}$ über RH, dargestellt in Ref. [46], nimmt mit zunehmender Luftfeuchtigkeit von 20 bis 70 % r. H. stetig von $8 \cdot 10^{-3}$ bis $2 \cdot 10^{-3}$ mm³ ab. Somit stimmen die Ergebnisse für $W_{v,E}$ mit den vorliegenden Ergebnissen überein.

Ähnliche Diagramme wurden für die anderen sieben Intervalle von $F_N s_R$ aus Tabelle 9 erstellt. $W_{v,K}$ ist immer größer als $W_{v,E}$, aber es gibt kein lokales Maximum im mittleren Luftfeuchtebereich. Daraus kann geschlossen werden, dass das Verhältnis der Verschleißvolumina von Kugel und Ebene annähernd konstant ist ($W_{v,K}/W_{v,E}$ = 1,3 ±0,3) und nicht von der relativen Luftfeuchtigkeit abhängt.

5.2.6 Luftfeuchte und Reibzahl

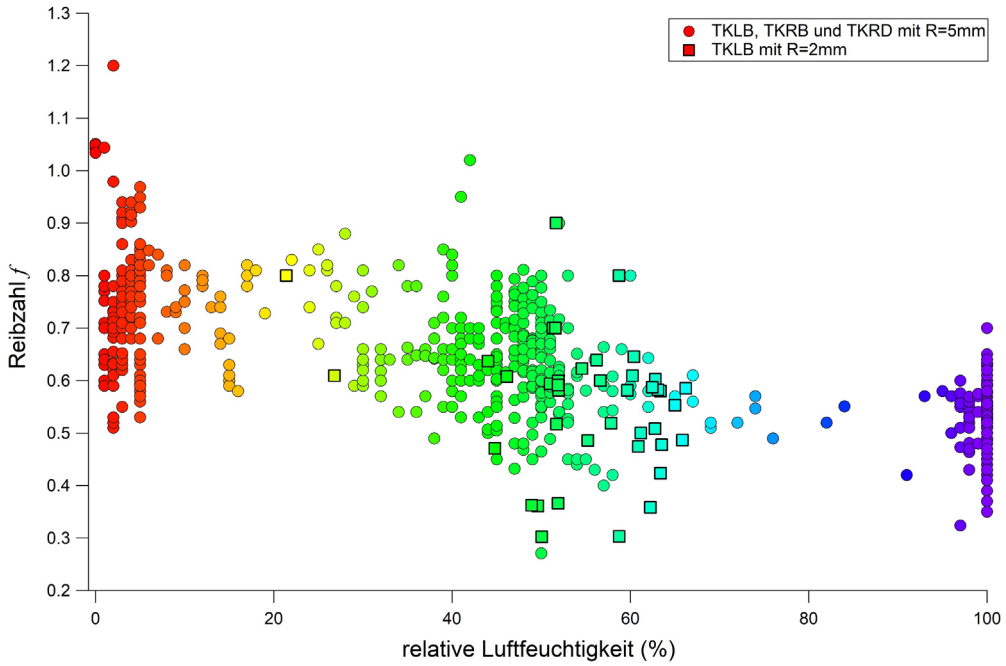


Abb. 5-21: Reibzahl f_{Hys} über der relativen Luftfeuchtigkeit (in % r. H.). Runde Datenpunkte sind Ergebnisse aus Versuchen am TKLB, TKRB und TKRD mit Kugeln mit einem Radius von 5 mm. Quadrate zeigen Ergebnisse mit Kugeln mit 2 mm Radius am TKLB. Die Farben der Datenpunkte entsprechen der relativen Luftfeuchtigkeit von niedrigen Luftfeuchten (in Rot) über mittlere (in Gelb/Grün) bis hohe (in Blau).

Die Reibzahlen der Daten vom TKLB, TKRB und TKRD, die auch den vorigen Diagrammen zugrunde liegen, sind in Abb. 5-21 als runde Datenpunkte über der relativen Luftfeuchte dargestellt (629 Daten). Zudem zeigt das Diagramm auch die Reibzahlen aus Versuchen vom TKLB mit Kugeln mit $R = 2$ mm und $F_N \leq 5$ N als Quadrate (40 Messungen), welche schon als blaue Punkte in Abb. 5-7 in Abschnitt 5.1.6 gezeigt wurden. Die Farben der Datenpunkte entsprechen der relativen Luftfeuchtigkeit von niedrigen Luftfeuchten (in Rot) über mittlere (in Gelb/Grün) bis hohe (in Blau).

Lässt man die RH-Bereiche der Versuche mit 5-mm-Kugeln mit sehr wenigen Daten außer Acht, so ergeben sich für den niedrigen RH-Bereich (0–10 % r. H., 179 Daten) ein Mittelwert und eine Standardabweichung der Reibzahl von 0,74 ±0,12, für den mittleren RH-Bereich (30–60 % r. H., 300 Daten) von 0,64 ±0,1 und 0,52 ±0,06 für den hohen (91–100 % r. H., 142 Daten). Für die Versuche mit 2-mm-Kugeln im RH Bereich 21–66 % r. H. ist die mittlere Reibzahl 0,56 ±0,13.

Ein Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf die Reibzahl ist im Diagramm trotz einer breiten Streuung deutlich erkennbar. Der Reibkoeffizient nimmt mit steigender Luftfeuchte ungefähr mit einer linearen Funktion ab. Dies ist auf die schmierende Wirkung vom adsorbierten Wasser im mittleren und hohen Luftfeuchtigkeitsbereich zurückzuführen. Ein linearer Fit aller Daten liefert die Funktion $f(h) = 0{,}75–0{,}002 \cdot h$. Dieses Resultat stimmt überein mit den Ergebnissen von Klaffke [46]. Wie erwartet, lässt sich aus den gemessenen Daten keine Korrelation zwischen der Reibzahl und dem Kugelradius erkennen.

5.2.7 Zusammenfassung der Ergebnisse

Tribologische Experimente wurden mit 100Cr6-Kugeln (R = 5 mm) gegen 100Cr6-Ebenen an fünf verschiedenen Tribometern in verschiedenen Bereichen der relativen Feuchtigkeit unter großer Variation von mehreren Testparametern (Normalkraft F_N, Frequenz ν, stroke Δx und Anzahl der Zyklen N und dadurch auch $F_N s_R$) durchgeführt.

Im 5.1 wurde gezeigt, dass die Ergebnisse mit verschiedenen Tribometern wiederholbar und reproduzierbar sind und dass die Abhängigkeit des Verschleißvolumens vom Produkt $F_N s_R$ mit hoher Genauigkeit charakterisiert werden kann.

Der Einfluss der relativen Luftfeuchte wurde für jedes Tribometer separat durch Fit des Verschleißvolumens als Funktion des Produkts $F_N s_R$ für bestimmte Feuchtebereiche untersucht. Es wurden geeignete Bereiche mit den schmalsten Vertrauensbändern gewählt, um angemessene Fit-Funktionen zu bestimmen. Bei vier Tribometern hat die relative Luftfeuchte die gleiche Wirkung auf das Verschleißvolumen: Eine Erhöhung der relativen Luftfeuchtigkeit führt zu einem geringeren Verschleißkoeffizienten. Die Ergebnisse am TKLA stimmen nicht mit den anderen überein. Neben einer breiteren Streuung der Daten unterscheidet sich die Verschleißabhängigkeit von der relativen Luftfeuchte von der bei allen anderen Tribometern festgestellten. Diese grundlegende Diskrepanz der Ergebnisse ermöglichte es, systematische Fehler zu erkennen und zeigte die Notwendigkeit, TKLA-Tests von der Analyse auszuschließen, was erheblich zur Klarheit und Genauigkeit der Resultate beitrug.

Darüber hinaus wurden für dieselben RH-Bereiche die Vertrauensbänder, die verschiedenen Tribometern entsprechen, verglichen und die Daten zusammengefügt. Dieses Verfahren führt zu geeigneten Fit-Funktionen mit schmalen Konfidenzbändern für niedrige (0–10 % r. H.), mittlere (10–70 % r. H.) und hohe (90–100 % r. H.) relative Luftfeuchtigkeit.

Die große Anzahl von Daten (686) ermöglichte es, die Abhängigkeit des Verschleißkoeffizienten von der relativen Feuchtigkeit in einem breiten Intervall des Produkts $F_N s_R$ zu charakterisieren, die Abhängigkeit des Verschleißkoeffizienten von $F_N s_R$ in allen Feuchtebereichen zu bestätigen und schließlich eine Map des Verschleißkoeffizienten als Funktion sowohl von $F_N s_R$ als auch der relativen Feuchtigkeit zu erstellen. Diese Map kann zur Vorhersage des Verschleißes in ungeschmierten und oszillierenden Kugel-Ebene-Tests mit 100Cr6 im Bereich $40 < F_N s_R < 5000$ Nm und im gesamten RH-Bereich verwendet werden. Eine Interpretation der den Verschleiß beeinflussenden Phänomene, basierend auf der typischen Adsorptionsisotherme von Wasser auf Metallen, wird ebenfalls gegeben.

Die Ergebnisse dieser Arbeit wurden mit denen von Klaffke [46] verglichen. Während die von Klaffke gefundene Abhängigkeit des Verschleißkoeffizienten bei einem gegebenen Wert des Produktes $F_N s_R$ bestätigt und auf andere Bereiche von $F_N s_R$ erweitert werden konnte, werden seine Ergebnisse bezüglich der Verschleißvolumina der einzelnen tribologischen Partner durch eine allgemeine Analyse nicht bestätigt. Es wurde gezeigt, dass das Verhältnis des Verschleißvolumens der Kugel zu dem der Ebene nicht von der relativen Luftfeuchtigkeit abhängt und 1,3 ±0,3 beträgt.

6 Zusammenfassung

Die vorgelegte Doktorarbeit zeigt experimentelle Ergebnisse der Bestimmung von Verschleißvolumen. Als Tribosystem wurden 100Cr6-Kugel und -Ebene unter Schwingbeanspruchung ausgewählt.

In einem ersten Teil der experimentellen Arbeit (4.2.4) wurden Mess- und analytische Methoden untersucht, die benutzt werden, um das gesamte Verschleißvolumen sowie das Verschleißvolumen der Reibpartner quantitativ zu ermitteln. Diese Analyse zeigt die Notwendigkeit der Untersuchung mittels Weißlichtinterferometrie, denn die Werte, die analytisch berechnet werden, sind mit großen Fehlern behaftet, vor allem wegen der beliebigen Auswahl einer Profillinie der Spur auf der Ebene als Ausgangspunkt der Berechnung.

In einem zweiten Teil (5.1) wurde zuerst gezeigt, dass Messungen an verschiedenen Tribometern trotz großer Variation von Beanspruchungsparametern reproduzierbar und wiederholbar sind. In den folgenden Abschnitten wurde der Zusammenhang zwischen Verschleißvolumen und Produkt aus Normalkraft und Gleitweg ($F_N s_R$) quantitativ charakterisiert. Dank der Verwendung eines sehr großen Datensatzes und der breiten Variation von Beanspruchungsparametern konnte eindeutig und mit großer Genauigkeit gezeigt werden, dass das Archard-Gesetz, d. h. die Proportionalität zwischen diesen zwei Größen, nur für Initialpressungen größer als 1,6 GPa gültig ist. Unterhalb dieses Schwellenwerts der Flächenpressung ist der Proportionalitätsfaktor, d. h. der Verschleißkoeffizient, selbst eine Funktion von $F_N s_R$. Darüber hinaus wurde gezeigt, dass eine höhere Flächenpressung nicht nur bewirkt, dass der Verschleißkoeffizient konstant wird, sondern sie vermindert auch den Verschleiß. Dieser Zusammenhang wurde durch Messungen mit Kugeln mit unterschiedlichen Radien und mit einer wiederverwendeten Kugel untermauert und bestätigt.

Diese Ergebnisse zeigen, dass das Archard-Gesetz, welches nur unzureichend experimentell überprüft wurde und auf ziemlich groben Annahmen beruht, nicht allgemeingültig ist. Die Entwicklung eines alternativen Modells würde den Rahmen einer Doktorarbeit sprengen und ist vielmehr Aufgabe für weitere Forschung, wofür diese Arbeit einen Ansatzpunkt liefert.

Der letzte Teil der experimentellen Arbeit befasst sich mit dem Einfluss der relativen Luftfeuchtigkeit auf den Verschleiß. Auch in diesem Fall wurde ein sehr großer Datensatz herangezogen, was ermöglicht zu untersuchen, welche Ergebnisse wiederholbar und reproduzierbar sind. Insbesondere konnten systematische Fehler eines Tribometers entdeckt werden, was die Notwendigkeit zeigte, die Messungen an diesem Tribometer von der weiteren Auswertung auszuschließen. Die Ergebnisse der anderen vier Tribometer stimmen überein und zeigen, dass die relative Luftfeuchte einen verschleißmindernden Effekt hat. Die Zusammenlegung der Daten führte zu Fit-Funktionen des Verschleißvolumens in Abhängigkeit von $F_N s_R$ mit sehr schmalen Vertrauensbändern. Dadurch konnte gezeigt werden, dass das Gesetz von Archard nicht nur bei mittlerer, sondern auch bei niedriger und hoher Luftfeuchtigkeit nicht angewendet werden kann, denn der Verschleißkoeffizient ist auch in diesen Bereichen nicht konstant.

Die durchgeführte Analyse unter einer sehr breiten Variation nicht nur der Luftfeuchtigkeit, sondern auch der Normalkraft und des Gleitwegs, ermöglicht, andere Untersuchungen an demselben Material zu überprüfen und Schlussfolgerungen zu erweitern. So wurde z. B. gezeigt, dass die Ergebnisse von Klaffke im Jahre 1995 zwar den Einfluss der Luftfeuchte auf das Gesamtverschleißvolumen korrekt beschreiben, aber nicht den Einfluss auf die einzelnen Reibpartner.

Schließlich wurde eine Map des Verschleißkoeffizienten als Funktion sowohl von $F_N s_R$ als auch der relativen Feuchtigkeit erstellt, die eine Vorhersage des Verschleißes für ungeschmierte tribologische Schwingungsversuche mit 100Cr6 in Kugel-Ebene-Konfiguration in einem großen Parameterbereich ermöglicht. Darüber hinaus kann eine solche Map auch als Grundlage für Simulationen und für weitere theoretische Untersuchungen dienen.

7 Literaturverzeichnis

[1] Popova E, Popov VL. *The research works of Coulomb and Amontons and generalized laws of friction*. Friction **3**, 183–190 (2015)

[2] Czichos H, Habig K-H. *Handbuch der Tribologie*, 4. Aufl. Springer Vieweg, Wiesbaden (2015)

[3] Bhushan B. *Handbook of Nanotechnology*. Springer, Berlin (2004)

[4] Joy DC, Joy CS. *Low voltage scanning electron microscopy*. Micron **27**, 247–263 (1996)

[5] Müller DA. *Structure and bonding at the atomic scale by scanning transmission electron microscopy*. Nature Materials **8**, 263–270 (2009)

[6] Hättestrand M, Andrén H-O. *Evaluation of particle size distributions of precipitates in a 9% chromium steel using energy filtered transmission electron microscopy*. Micron **32**, 789–797 (2001)

[7] Linsmeier C. *Auger electron spectroscopy*. Vacuum **45**, 673–690 (1994)

[8] von Weingraber H, Abou-Al M. *Handbuch Technische Oberflächen*. Vieweg, Braunschweig (1989)

[9] Cappella B. *Mechanical Properties of Polymers Measured through AFM Force-Distance Curves*, S. 11–19. Springer, Berlin (2016)

[10] Hertz H. *Über die Berührung fester elastischer Körper*. J. Reine Angew. Math. **92**, 156–171 (1882)

[11] Johnson KL, Kendall K, Roberts AD. *Surface energy and the contact of elastic solids*. Proc. Roy. Soc. London A **324**, 301–313 (1971)

[12] Derjaguin BV, Müller VM, Toporov YP. *Effect of contact deformations on the adhesion of particles*. J. Colloid Interface Sci. **53**, 314–326 (1975)

[13] Müller VM, Yushchenko VS, Derjaguin BV. *On the influence of molecular forces on the deformation of an elastic sphere and its sticking to a rigid plane*. J. Colloid Interface Sci. **77**, 91–101 (1980)

[14] Müller VM, Derjaguin BV, Toporov YP. *On 2 methods of calculation of the force of sticking of an elastic sphere to a rigid plane*. Colloids Surf. **7**, 251–259 (1983)

[15] Maugis D. *Adhesion of spheres: The JKR-DMT transition using a Dugdale model*. J. Colloid Interface Sci. **150**, 243–269 (1992)

[16] Archard JF. *Contact and rubbing of flat surfaces.* J. Appl. Phys. **24**, 981–988 (1953)

[17] Greenwood, JA, Tripp JH. *The elastic contact of rough spheres*. Trans. ASME J. Appl. Mech. **89**, 153–159 (1967)

[18] Mindlin, RD. *Compliance of elastic bodies in contact*. Trans. ASME J. Appl. Mech. **71**, 259–268 (1949)

[19] von Mises R. *Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand*. Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen. Mathematisch-Physikalische Klasse **1**, 582–592 (1913)

[20] Archard JF. *The temperature of rubbing surfaces*. Wear **2**, 438–455 (1958)

[21] Kuhlmann-Wilsdorf D. *Demystifying flash temperatures, I. Analytical expressions based on a simple model, II. First-order approximations for plastic contact spots*. Mater. Sci. Engng. **93**, 107–117 (1987)
[22] Ashby MF, Abbulawi J, Kong HS. *On surface temperatures at dry sliding surfaces*. Engineering Dept. of Cambridge University, Cambridge (1990)
[23] Stribeck R. *Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager*. VDI-Z. **46** 1341–1363 (1902)
[24] Sommer K, Heinz R, Schöfer J. *Verschleiß metallischer Werkstoffe*, 1. Aufl., Kapitel 7 (*Abrasivverschleiß*). Vieweg+Teubner, Wiesbaden (2010)
[25] Zhang Q, Qi Y, Hector LG, Cagin T, Goddard WA. *Origin of static friction and its relationship to adhesion at the atomic scale*. Phys. Rev. B **75**, 144114 (2007)
[26] Israelachvili I. *Intermolecular and surface forces*. Academic Press, London (1992)
[27] Meng HC, Ludema KC. *Wear models and predictive equations: their form and content*. Wear **181**, 443–457 (1995)
[28] Khrushchov MM, Babichev MA. *Investigation of wear of metals*. Russian Academy of Sciences, Moskau (1960)
[29] Popov VL. *Kontaktmechanik und Reibung*. Springer, Berlin (2009)
[30] Archard JF, Hirst W. *The wear of metals under unlubricated conditions*. Proc. R. Soc. A **236**, 397–410 (1956)
[31] Preston FW. *Theory and design of glass polishing machines*. J. Soc. Glass Technol. **11**, 214–256 (1927)
[32] Rabinowicz E. *Friction and wear of materials*. John Wiley, New York (1965)
[33] Williams JA. *Wear modelling: analytical, computational and mapping: a continuum mechanics approach*. Wear **225**, 1–17 (1999)
[34] Scherge M, Pöhlmann K, Gervé A, *Wear measurement using radionuclide-technique (RNT)*. Wear **254**, 801–817 (2003)
[35] Zum Gahr K-H. *Furchungsverschleiß duktiler Metalle*. Z. Metallkunde. **73**, 267–276 (1982)
[36] Quinn TFJ. *The role of oxidation in the mild wear of steel*. Brit. J. Appl. Phys. **13**, 33–37 (1962)
[37] Schöfer J. *Tribologische Initialprozesse bei Selbstpaarungen aus dem Stahl 100Cr6 unter reversierender Gleitbeanspruchung in einem kraftstoff-ähnlichen Isoparaffingemisch*. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), Karlsruhe (2001)
[38] Lancaster JK. *A review of the influence of environmental humidity and water on friction and wear*. Trib. Int. **23**, 371–389 (1990)
[39] Welsh NC. *The dry wear of steels: II. Interpretation and special features*. Philos. Trans. R. Soc., Ser. A **257**, 31–50 (1965)
[40] Takaeuchi E. *Friction and wear of machine parts-Surface heat treatments for increase wear resistance*. Mach. Tools **23**, 68–74 (1979)
[41] Wang Y, Lei TQ, Liu JJ. *Tribo-metallographic behaviour of high carbon steels in dry sliding I. Wear mechanisms and their transition*. Wear **231**, 1–11 (1999)
[42] Endo K, Goto H. *Effects of environment on fretting fatigue*. Wear **48**, 347–367 (1978)
[43] de Baets P, Kalacska G, Strijckmans K, Van de Velde F, Van Peteghem AP. *Experimental study by means of thins layer activation of humidity influence on the fretting wear of steel surface*. Wear **216**, 131–137 (1998)

[44] Goto H, Buckley DH. *The influence of water vapour in air on the friction behaviour of pure metals during fretting*. Trib. Int. **18**, 237–245 (1985)

[45] Goto H, Amamoto Y. *Effect of varying load on wear resistance of carbon steel under unlubricated conditions*. Wear **254**, 1256–1266 (2003)

[46] Klaffke D. *On the repeatability of friction and wear results and on the influence of humidity in oscillating tests of steel-steel pairings*. Wear **189**, 117–121 (1995)

[47] Liew WYH. *Effect of relative humidity on the unlubricated wear of metals*. Wear **260**, 720–727 (2006)

[48] Velkavrh I, Ausserer F, Klien S, Voyer J, Ristow A, Brenner J, Foret P, Diem A. *The influence of temperature on friction and wear of unlubricated steel/steel contacts in different gaseous atmospheres*, Trib. Int. **98**, 155–171 (2016)

[49] Schuhmann H. *Metallographie*. DVG, Stuttgart (1991)

[50] Daeves K. *Werkstoff-Handbuch Stahl und Eisen*, 4. Aufl. Verlag Stahleisen, Düsseldorf (1965)

[51] Barnes DJ, Wilson JE, Stott FH, Wood GC. *The influence of oxide films on the friction and wear of Fe-5%Cr alloy in controlled environments*. Wear **45**, 161–176 (1977)

[52] Batchelor AW, Stachowiak GW, Cameron A. *The relationship between oxide films and the wear of steels*. Wear **113**, 203–223 (1986)

[53] Quinn TFJ, Sullivan JL, Rawson DM. *New developments in the oxidational theory of the mild wear of steels*. In: Ludema KC, Glaeser WA, Rhee SK (Eds.). *Proc. Int. Conf. on Wear of Materials*. Dearborn, MI, April 16–18 (1979). American Society of Mechanical Engineers, New York (1979)

[54] Schwertmann U, Cornell RM, *The iron oxides*, 2. Aufl. Wiley-VCH, Weinheim (2003)

[55] Godfrey D. *Iron oxides and rust (hydrated iron oxides) in tribology*. Lub. Eng. **55**, 33–37 (1999)

[56] Tao FF. *A study of oxidation phenomenon in corrosive wear*. ASLE Trans. **12**, 97–105 (1969)

[57] Thiessen P-A, Meyer K, Heinicke G. *Grundlagen der Tribochemie*. Akademie-Verlag, Berlin (1967)

[58] Uhlig HH, Ming Feng I, Tierney WD, McClellan A. *A fundamental investigation of fretting corrosion*. NACA Technical note 3029 (1953)

[59] Nield BJ, Griffin DG. *Relation between wear rate and debris composition in wear of wrought iron and mild Steel*. Wear **4**, 111–122 (1964)

[60] Klaffke D. *Fretting wear of ceramic-steel: the importance of wear ranking criteria*. Wear **104**, 337–343 (1985)

[61] Scheibe HJ, Klaffke D. *Tribological characterization of hard carbon films prepared by Laser-Arc evaporation*. Surf. Coat. Technol. **57**, 111–115 (1993)

[62] Fouvry S, Duó P, Perruchaut P. *A quantitative approach of Ti–6Al–4V fretting damage: friction, wear and crack nucleation*. Wear **257**, 916–929 (2004)

[63] Llavori I, Zabala A, Aginagalde A, Tato W, Ayerdi JJ, Gómez X. *Critical Analysis of Coefficient of Friction Derivation Methods for Fretting under Gross Slip Regime*. Trib. Int. **143**, 105988 (2020)

[64] Mulvihill DM, Kartal ME, Olver AV, Nowell D, Hills DA. *Investigation of non-Coulomb friction behaviour in reciprocating sliding*. Wear **271**, 802–816 (2011)

[65] Jin X, Sun W, Shipway PH. *Derivation of a wear scar geometry-independent coefficient of friction from fretting loops exhibiting non-Coulomb frictional behaviour*. Trib. Int. **102**, 561–568 (2016)

[66] Kalin M, Vizentin J. *Use of equations for wear volume determination in fretting experiments*. Wear **237**, 39–48 (2000)

[67] Yost FG. *Two profilometric measurements of wear*. Wear **92**, 135–142 (1983)

[68] Wehbi D, Clerc MA, Roques-Carmes C, Barquins M. *Three-dimensional quantification of wear tracks on amorphous NiB coatings*. Wear **107**, 263–278 (1986)

[69] Guilemany JM, Miguel JM, Armada S, Vizcaino S, Climent F. *Use of scanning white light interferometry in the characterization of wear mechanisms in thermal-sprayed coatings*. Mater. Charact. **47**, 307–314 (2001)

[70] Cox G. *Optical Imaging Techniques in Cell Biology*. CRC Press, Boca Raton (2006)

[71] Bhushan B. *Nano-to micro scale wear and mechanical characterization using scanning probe microscopy*. Wear **251**, 1105–1123 (2001)

[72] Yu JX, Qian LM, Yu BJ, Zhou ZR. *Nano-fretting behaviors of mono crystalline silicon (100) against diamond tips in atmosphere and vacuum*. Wear **267**, 322–329 (2009)

[73] Reichelt M, Cappella B. *Comparative analysis of error sources in the determination of wear volumes of oscillating ball-on-plane tests*. Front. Mech. Eng. – Tribology **6**, 25 (2020)

[74] Wäsche R, Hartelt M, Cappella B. *The use of AFM for high resolution imaging of macroscopic wear scars*. Wear **309**, 120–125 (2014)

[75] Cappella B, Hartelt M, Wäsche R. *High resolution imaging of macroscopic wear scars in the initial stage*. Wear **338**, 372–378 (2015)

[76] Reichelt M, Cappella B. *Influence of relative humidity on wear of self-mated 100Cr6 steel*. Wear **450–451**, 203239 (2020)

[77] Barthel AJ, Al-Azizi A, Surdyka ND, Kim SH. *Effects of gas or vapor adsorption on adhesion, friction, and wear of solid interfaces*. Langmuir **30**, 2977–2992 (2014)

[78] Brunauer S, Emmett PH, Teller E. *Adsorption of gases in multimolecular layers*. Am. Chem. Soc. **60**, 309–319 (1938)

[79] Barthel AJ, Gregory MD, Kim SH. *Humidity effects on friction and wear between dissimilar metals*. Tribol. Lett. **48**, 305–313 (2012)

[80] Scheel M, Seemann R, Brinkmann M, Di Michiel M, Sheppard A, Breidenbach B, Herminghaus S. *Morphological clues to wet granular pile stability*. Nature Materials **7**, 189–193 (2008)

[81] Butt HJ, Graf K, Kappl M. *Physics and Chemistry of Interfaces*, 4. Aufl., S. 19. Wiley VCH, Weinheim (2003)

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei all den Menschen bedanken, die bei der Entstehung dieser Doktorarbeit mitgewirkt und mich unterstützt haben.

Ich bedanke mich zuallererst sehr bei Prof. Valentin Popov für die Übernahme des ersten Gutachtens und die fachlich sehr konstruktive Kritik zur Arbeit sowie für Literaturhinweise.

Insbesondere gilt mein Dank meinem Kollegen und fachlichen Betreuer Dr. Brunero Cappella für die Übernahme des zweiten Gutachtens und seinen wertvollen Rat in jeglicher Hinsicht, für Geduld, Ermutigung und Anregungen. Sein Wissen und seine Erfahrung in einer begeisterten Art und Weise weiterzugeben, nicht zuletzt bei kniffligen Fragen, aber auch bei sprachlichen Details, ist nicht selbstverständlich und hat mich oft angesteckt und sicher geprägt.

Außerdem möchte ich Dr. Mathias Woydt für seinen erheblichen Teil bei der Betreuung der Arbeit, seine vielen Anregungen und Literaturvorschläge, seine Geduld und insbesondere für den Einsatz bei der Initiierung der Arbeit meinen herzlichen Dank aussprechen.

Ebenso gilt großer Dank auch Prof. Walter Reimers, der die Arbeit zuvor als Doktorvater betreute.

Natürlich möchte ich auch den vielen Kollegen herzlich danken, die mich fachlich und moralisch begleitet haben im Fachbereich 9.5 (früher 6.3) der BAM. Ich muss mich besonders bei Christine Neumann für die Beantwortung vieler technischer Fragen zu Tribometern, Mikroskopie, Probendetails und zur Datenbank TRIDAS bedanken. Nadine Slachziak danke ich sehr für ihre Unterstützung bei der nötigen Umrüstung und Anpassung der Tribometer sowie für ihre genauen Erklärungen zum TKLA und die Durchführung einiger Versuche. Bei Sigrid Binkowski und Sigrid Benemann möchte ich mich bedanken für die Präparation und Analysen vieler Proben. Mein besonderer Dank gilt auch meinem Fachbereichsleiter Dr. Thomas Gradt für seine hervorragende Unterstützung sowie Dr. Dirk Spaltmann und Norbert Kelling für Inspirationen und Motivation, Dr. Heinz Kloß, Dr. Rolf Wäsche und Manfred Hartelt für ihre kompetenten Erklärungen und Guido Brandt und Dr. Takuya Nakase für die Unterstützung bei messtechnischen Herausforderungen. Außerdem möchte ich speziell Dr. Charles Alix Manier, André Otto, Dr. Christian Scholz und Karsten Zieger für die großartige Arbeitsatmosphäre danken.

Nicht zu vergessen gilt auch dem Arbeitskreis „Jungen Tribologen“ und insbesondere Dr. Mirjam Bäse mein Dank für die fachliche Unterstützung und die vielen Anregungen.

Ganz besonders möchte ich mich bei meinen Eltern Ute und Thomas und bei meinen Geschwistern Caroline, Tobias und Markus bedanken für die emotionale Unterstützung, ihr Interesse und die motivierenden Worte, genauso wie bei vielen Freunden und dem Dunckerchor.

Zu guter Letzt danke ich herzlich Jessy Chavez.