

Elastomerreibung und Kraftübertragung beim Abscheren von aktiv betriebenen Vakuumgreifern auf rauen Oberflächen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

DOKTOR-INGENIEURS

von der Fakultät für

Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften

des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Patrick Kern

aus Karlsruhe

Tag der mündlichen

Prüfung: 21.12.2016

Referent: Prof. Dr.-Ing. Sascha Gentes

Korreferent: Prof. Dr. rer. nat. Frank Gauterin

Karlsruhe 2016

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Technologie und Management im Baubetrieb (TMB) / Fachbereich Rückbau konventioneller und kerntechnischer Bauwerke des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT).

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Sascha Gentes bedanke ich mich für die Übernahme des Hauptreferates und die wissenschaftliche Betreuung.

Herrn Prof. Dr. rer. nat. Frank Gauterin vom Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) danke ich für die Übernahme des Korreferates und die stets konstruktiven und vielfältigen Anregungen, welche zum Gelingen dieser Arbeit maßgeblich beigetragen haben.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wi.-Ing. Kunibert Lennerts danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes. Auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Hinz sowie Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Urban danke ich für ihr Mitwirken am Promotionsverfahren und den Gedankenaustausch.

Herrn PD. Dr. habil. Alexander Konyukhov danke ich für das kurzfristige Beitreten in die Promotionskommission und die Bereitschaft, am Promotionsverfahren mitzuwirken.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Steffen Reinhardt für die fachliche Unterstützung beim Aufbau meines Versuchsstandes. Das Gelingen dieser Arbeit war wesentlich von der technischen Unterstützung der Werkstatt des Instituts für Technologie und Management im Baubetrieb (TMB) abhängig. Ich möchte mich daher ganz besonders bei den Werkstattmitarbeitern bedanken. Namentlich erwähnt seien an dieser Stelle Herr Armin Hofmann und Herr Jürgen Hauth.

Für die sorgfältige Durchsicht des Manuskriptes und die nützlichen Anregungen bedanke ich mich ganz besonders bei Frau Anja Homfeldt und Herrn Andreas Lauinger.

Patrick Kern

Für Pauline

Kurzfassung

Titel: Elastomerreibung und Kraftübertragung beim Abscheren von aktiv betriebenen Vakuumgreifern auf rauen Oberflächen

Schlagwörter: Elastomerreibung, Adhäsion, Hysterese, Formschluss, Vakuumgreifer, raue Oberfläche

Vakuumgreifer kommen heutzutage in den unterschiedlichsten Formen und Größen zum Einsatz. Für eine hohe Eigenstabilität sorgt ein speziell gefertigtes Anschlussstück aus einem metallischen Werkstoff. Dieses ist kraft- oder formschlüssig mit dem elastischen Teil des Vakuumgreifers verbunden. Der elastische Teil kann dabei unterschiedlich aufgebaut sein. Zur Gewährleistung der Dichtigkeit und somit zur Erzeugung eines Unterdrucks im Wirkraum des Vakuumgreifers sowie zur Übertragung von Scherkräften bei einer parallel zum Greifobjekt angreifenden Beanspruchung kommen Elastomerbauteile zum Einsatz. Es gibt Vakuumgreifer, bei denen die Dichtfunktion und die Übertragung der Abscherkräfte von ein und demselben Elastomer übernommen werden. Bei anderen Greifertypen kommen für die Abdichtung und für die Übertragung von Scherkräften verschiedene Elastomere zum Einsatz. In dieser Arbeit werden Vakuumgreifer verwendet, die mit strukturierten Elastomerreibeinlagen ausgestattet sind und deren Dichtigkeit durch Dichtlippen aus einem flexiblen Moosgummi gewährleistet wird.

Das Haltesystem, bestehend aus einem oder mehreren Vakuumgreifern, muss vor dem eigentlichen praktischen Einsatz dimensioniert werden. Sollen parallel zum Greifobjekt anfallende Lasten übertragen werden, kommt es also zu einer Abscherbeanspruchung des Vakuumgreifers, so muss zwangsläufig das tribologische System, bestehend aus dem Elastomer des verwendeten Sauglements und dem Untergrundmaterial, betrachtet werden. In der Praxis werden in der Regel für den Reibkoeffizienten μ , der das Verhältnis von übertragbarer Reibkraft zur Normalkraft angibt, Pauschalangaben gemacht. Dabei erfolgt weder für das eingesetzte Elastomer, noch für die Rauheit des Untergrundmaterials eine detaillierte Beschreibung. Für die praktische Auslegung von Haltesystemen können diese pauschalisierten Reibkoeffizienten nicht herangezogen werden.

Die vorliegende Arbeit beinhaltet die Analyse der Kraftübertragung und die Modellierung des Reibkoeffizienten μ auf rauen Oberflächen beim Abscheren von aktiv betriebenen Vakuumgreifern. Das Phänomen der Elastomerreibung kann gemäß aktueller Gummireibungstheorien auf die beiden Hauptkomponenten der Hysterese- und Adhäsionsreibung zurückgeführt werden. Beide Komponenten werden in dieser Arbeit explizit vorgestellt und modelliert. Der Formschluss, der in diesen Gummireibungstheorien keine Beachtung findet, der jedoch zu einer Erhöhung der übertragbaren Scherkräfte führt und somit als

weiterer Beitrag zum Gesamtreibkoeffizienten angesehen werden kann, wird innerhalb dieser Arbeit zusätzlich untersucht.

Alle Faktoren, die beim Abschervorgang eines Vakuumgreifers auf einem gegebenen Untergrund beachtet werden müssen und die das tribologische System beeinflussen, werden innerhalb eines Versuchsprogramms im Detail analysiert. Hierzu gehören wesentliche Einflussfaktoren, wie die Einsatztemperatur, die Abschergeschwindigkeit, die Mischungszusammensetzung des Elastomers und die Oberflächenrauheit. Hinzu kommt der nicht zu vernachlässigende Faktor der Reibeinlagengeometrie.

Der Gesamtreibkoeffizient wird innerhalb dieser Arbeit mit bestehenden Gummireibungstheorien, die die Beiträge der Hysterese- und Adhäsionsreibung beschreiben, und einem neuen Ansatz zur Beschreibung des Formschlussbeitrages modelliert. Da es sich bei der Modellierung des Gesamtreibkoeffizienten um theoretische Zusammenhänge handelt und nicht alle benötigten Parameter direkt messbar sind, wird das Reibmodell mit den experimentell gewonnenen Versuchsergebnissen in Beziehung gesetzt. Die fehlenden Modellparameter können dadurch abgeleitet werden. Unter Einhaltung der in dieser Arbeit vorgestellten Rahmenbedingungen ist es dadurch möglich, für beliebige Reibeinlagengeometrien den zu erwartenden Reibkoeffizienten μ zu berechnen.

Anders als die herstellerseitig gemachten pauschalisierten Angaben für den Reibkoeffizienten μ , können mit Hilfe des in dieser Arbeit vorgestellten Reibmodells realitätsnahe Angaben für den Reibkoeffizienten zur Auslegung von Haltesystemen mit Vakuumgreifern gemacht werden.

Abstract

Title: Rubber Friction and Force Transmission during the Shearing Process of Actively-Driven Vacuum Grippers on Rough Surfaces

Keywords: Rubber friction, adhesion, hysteresis, positive locking, vacuum gripper, rough surface

Nowadays, vacuum grippers come in many different shapes and sizes. Their stability is guaranteed through specially manufactured metal fittings. These fittings are non-positively and positively connected to the elastic part of the vacuum gripper. The design of the elastic part may vary, though. Elastomer components are used to ensure tightness for the negative pressure in the active cave chamber of the vacuum gripper, as well as for the transfer of shearing forces, which acting parallel to the surface. Some vacuum grippers feature one elastomer for both the sealing function and the transfer of shear forces; other gripper types are equipped with various elastomers for those applications. The vacuum grippers described in this work are equipped with structured rubber friction pads, their tightness being ensured by sealing lips made of a flexible foam rubber.

A restraint system consisting of one or several vacuum grippers must be sized prior to its actual practical use. For the transmission of shearing forces, which acting parallel to the surface, it is necessary to take the tribological system, consisting of the suction element's elastomer and the base material, into account since these loads put shearing stress on the vacuum gripper. In practice, however, a standardized value is given for the coefficient of friction μ ; i.e. the ratio of transmissible frictional force to the normal force. This does neither include a detailed description of the elastomer used nor of the roughness of the base material. The standardized friction coefficients cannot be applied to the practical design of restraint systems.

The present work includes the analysis of the load transmission and the modeling of the friction coefficients μ on rough surfaces during the shearing process of actively-driven vacuum grippers. Based on current theories, the phenomenon of elastomeric friction can be attributed to the two main components of hysteresis and adhesion friction. Both components are presented and modeled at length in this work. In addition, the positive locking, which is not considered in rubber friction theories but allows an increase of the transferable shear forces and thus further contributes to the overall friction coefficient, is also examined here.

With the help of a test program, all factors relevant to the shearing process of a vacuum gripper on a given surface and their effect on the tribological system will be analyzed in detail. These include essential influencing factors, i.e. operating temperature, shear speed,

mixture composition of the elastomer, and the surface roughness. Moreover, the important factor of the structure of the rubber friction pads must also be considered.

In this work, the overall friction coefficient model is based on existing rubber friction theories which describe the contributions of hysteresis and adhesive friction, and on a new approach of how positive locking also contributes to the result. Since the model of the overall friction coefficient is a theoretic one and not all required parameters can directly be measured, the friction model is related to the experimental results. Thus, the missing model parameters can be derived. As a result, it is possible to calculate the expected friction coefficient μ for any structure of rubber friction pads in compliance with the method presented in this work.

Unlike the generalized friction coefficient μ data provided by the manufacturers, this friction model allows to realistically calculate friction coefficients and therefore to optimize the design of restraint systems for vacuum grippers.

Inhaltsverzeichnis

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis	XI
1. Einführung	1
1.1. Ausgangssituation und Problemstellung	1
1.2. Ziel der Arbeit und wissenschaftliche Vorgehensweise	3
2. Klassifizierung und Einsatzgebiete von pneumatischen Greifern	7
2.1. Pneumatische Greifer und Greifersysteme	7
2.1.1. Luftstromgreifer	7
2.1.2. Haftsauggreifer	8
2.1.3. Druckluftgreifer	9
2.1.4. Vakuumgreifer	9
2.2. Technische Spezifikationen für Vakuumgreifer	12
2.2.1. Ausführungsvarianten und Bauformen von Vakuumgreifern	12
2.2.2. Werkstoffe für Vakuumgreifer	13
2.3. Einsatzgebiete von Vakuumgreifern	15
2.3.1. Vakuumgreifer in der Handhabungstechnik	15
2.3.2. Vakuumgreifer für Spezialanwendungen	16
2.4. Durchgeführte wissenschaftliche Untersuchungen an pneumatischen Greifern	18
2.5. Schlussfolgerungen	19
3. Elastomere als wesentlicher Bestandteil von Vakuumgreifern	23
3.1. Aufbau von Elastomeren	23
3.2. Viskoelastische Eigenschaften	25
3.2.1. Temperaturabhängigkeit von Elastomeren	25
3.2.2. Zeitabhängigkeit von Elastomeren	26
3.3. Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip	30
3.4. Füllstoffe	30
3.5. Fazit	37
4. Gummireibungstheorien	39
4.1. Grundlegende Modellvorstellungen	39
4.2. Arbeiten zur Gummireibung und zur Reibphysik	43
4.3. Fazit	48
5. Modellierung der Gummireibung auf rauen Oberflächen	49
5.1. Modellierung der Hysteresereibung	49
5.1.1. Hertz'sche Kontakttheorie	49

5.1.2.	Theorie von Greenwood & Williamson	51
5.1.3.	Erweiterung der Greenwood & Williamson Formulierung	53
5.1.4.	Charakterisierung der Oberflächenrauheit	56
5.1.5.	Formulierung der Hysteresereibung	59
5.1.6.	Kontaktbedingungen	60
5.2.	Modellierung der Adhäsionsreibung	62
5.2.1.	Formulierung der Adhäsionsreibung	62
5.2.2.	Relaxationszeitspektrum	65
5.3.	Modellierung des Formschlusses	68
5.3.1.	Formulierung des Formschlusses	68
5.3.2.	Ermittlung der Formschlussfläche	68
5.4.	Fazit	69
6.	Materialien und experimentelle Untersuchungsmethoden	71
6.1.	Aufbau und Beanspruchung des verwendeten Vakuumgreifers	71
6.2.	Herstellung der Probekörper	72
6.2.1.	Negativabdrücke	73
6.2.2.	Nachbildung der Original-Oberflächen	73
6.3.	Vermessung der Oberfläche	74
6.3.1.	Messung der Mikro- und Makrorauheit	74
6.3.2.	Messung der Oberflächentopografie	76
6.4.	Getrennte Betrachtung von Dichtlippe und Elastomerreibeinlage	79
6.5.	Herstellung der Elastomerreibeinlagen	80
6.5.1.	Geometrien der Reibeinlagen	80
6.5.2.	Verwendete Materialien für die Reibeinlagen	80
6.5.3.	Stabilisierung der Reibeinlagen	85
6.6.	Versuchseinrichtung und Versuchsprogramm	85
6.6.1.	Versuchsstand und Versuchsdurchführung	86
6.6.2.	Versuchsprogramm	90
6.7.	Fazit	93
7.	Versuchsergebnisse und Korrelation zwischen Simulation und Experiment	95
7.1.	Temperatur- und Geschwindigkeitseinfluss	95
7.2.	Einfluss der Reiboberfläche	98
7.3.	Materialverhalten	104
7.3.1.	Dynamisch-mechanische Analyse	104
7.3.2.	Relaxationszeitspektrum	105
7.3.3.	Kontaktbedingungen	106
7.4.	Einfluss der Reibeinlagengeometrie	111
7.5.	Korrelation zwischen Simulation und Experiment	116
7.6.	Fazit	125
8.	Zusammenfassung und Ausblick	127
	Literaturverzeichnis	131

Abbildungsverzeichnis	139
Tabellenverzeichnis	145
A. Probekörper / Oberflächenanalyse	147
B. Gummimischungen und Analysen	151
C. Stabilisierung der Dichtlippen und der Reibeinlagen	155
D. Geräte- und Messtechnik	157
E. Fraktale Geometrie	161
F. Kraftkurven und Reibkoeffizienten	163

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

Griechische Buchstaben

$\langle \delta \rangle$	Mittlere Schichtdicke des angeregten Elastomervolumens	[m]
β	Exponent der spektralen Leistungsdichte im Ortsraum	[-]
δ	Phasenverschiebung	[-]
$\dot{\gamma}_{yx}$	Schergeschwindigkeit	[1/s]
ϵ_{xx}	Uniaxiale Deformation in x-Richtung	[-]
ϵ_{yy}	Uniaxiale Deformation in y-Richtung	[-]
ϵ_{zz}	Uniaxiale Deformation in z-Richtung	[-]
η	Viskosität	[Pa · s]
Γ	Gamma-Funktion	[-]
$\gamma(t)$	Zeitabhängige Scherdeformation	[-]
γ_0	Oberflächenenergie bei sehr kleinen Geschwindigkeiten	[J/m ²]
γ_{eff}	Effektive Oberflächenenergie	[J/m ²]
γ_{xz}	Scherdeformation in y-Richtung	[-]
γ_{yx}	Scherdeformation in x-Richtung	[-]
γ_{yz}	Scherdeformation in z-Richtung	[-]
$\hat{\gamma}_0$	Deformationsamplitude	[-]
$\hat{\tau}_0$	Spannungsamplitude	[Pa]
λ	Rauheitswellenlänge	[m]
λ_{min}	Minimale Länge, bei der dynamischer Kontakt stattfindet	[m]
μ	Reibkoeffizient	[-]
$\mu_{Adhäsion}$	Reibkoeffizient der Adhäsionsreibung	[-]
μ_{Gesamt}	Gesamtreibkoeffizient	[-]
$\mu_{Hysterese}$	Reibkoeffizient der Hysteresereibung	[-]
$\mu_{Kohäsion}$	Reibkoeffizient der Kohäsionsreibung	[-]
μ_{Viskos}	Reibkoeffizient der viskosen Reibung	[-]
ω	Anregungskreisfrequenz	[rad/s]
ω_{max}	Maximale Anregungskreisfrequenz	[rad/s]
ω_{min}	Minimale Anregungskreisfrequenz	[rad/s]
$\phi(z)$	Höhenverteilung des Rauheitsprofils	[-]
$\phi_s(z)$	Summitverteilung des Rauheitsprofils	[-]
σ_0	Nomineller Anpressdruck auf die Probe	[Pa]
σ_{FS}	Auf die Formschlussfläche wirkender Druck	[Pa]
σ_{xx}	Uniaxiale Spannung in x-Richtung	[Pa]
σ_{yy}	Uniaxiale Spannung in y-Richtung	[Pa]

σ_{zz}	Uniaxiale Spannung in z-Richtung	[Pa]
τ	Anregungszeit	[s]
τ	Relaxationszeit	[s]
$\tau(t)$	Zeitabhängige Scherspannung	[Pa]
τ_i	Relaxationszeit des i-ten Maxwell-Elements	[s]
$\tau_{s,0}$	Statische Grenzflächenscherspannung	[Pa]
τ_s	Grenzflächenscherspannung	[Pa]
τ_{xz}	Reine Scherspannung in y-Richtung	[Pa]
τ_{yx}	Reine Scherspannung in x-Richtung	[Pa]
τ_{yz}	Reine Scherspannung in z-Richtung	[Pa]
$\tilde{\sigma}$	Standardabweichung der Höhenverteilung	[m]
$\tilde{\sigma}^2$	Varianz der Höhenverteilung	[m ²]
$\tilde{\sigma}_s$	Standardabweichung der Summitverteilung	[m]
ξ_{\parallel}	Horizontale Cut-off-Länge	[m]
ξ_{\perp}	Vertikale Cut-off-Länge	[m]
$d\gamma/dt$	Zeitliche Änderung der Scherdeformation	[1/s]

Lateinische Buchstaben

$\langle z \rangle$	Mittlere Rauheitshöhe	[m]
$\langle z_p \rangle$	Mittlere Eindringtiefe	[m]
$\langle z_s \rangle$	Mittlere Summithöhe	[m]
ΔL_{yx}	Auslenkung in x-Richtung	[m]
ΔL_{yy}	Auslenkung in y-Richtung	[m]
Δp	Druckdifferenz zw. Umgebungsdruck u. Absolutdruck im Wirkraum	[bar]
A	Kontaktfläche Hertzscher Kontakt	[m ²]
A	Korrekturfaktor	[-]
a	Kontaktradius Hertzscher Kontakt	[m]
a_T	Temperaturabhängiger Verschiebungsfaktor	[-]
A_0	Nominelle Kontaktfläche	[m ²]
$A_{c,0}$	Äußere Kontaktfläche	[m ²]
A_c	Wahre Kontaktfläche	[m ²]
A_{FS}	Formschlussfläche	[m ²]
A_W	Wirkfläche des Vakuumgreifers	[m ²]
A_y	Angriffsfläche	[m ²]
b	Fitparameter der Hysteresereibung	[-]
c_1	Materialspezifische Konstante 1	[-]
c_2	Materialspezifische Konstante 2	[-]
$C_z(\lambda)$	Höhendifferenzkorrelationsfunktion	[m ²]
D	Fraktale Dimension	[-]
D	Reduzierter Hertzscher Elastizitätsmodul	[Pa]
d	Abstand zwischen Elastomer und mittlerer Rauheitshöhe	[m]
d_s	Abstand zwischen Elastomer und mittlerer Summithöhe	[m]
E	Elastizitätsmodul	[Pa]

E^*	Komplexer Elastizitätsmodul	[Pa]
E'	Speichermodul (Elastizitätsmodul)	[Pa]
E'_0	Speichermodul im relaxierten Zustand (Elastizitätsmodul)	[Pa]
E'_∞	Speichermodul im Glaszustand (Elastizitätsmodul)	[Pa]
E''	Verlustmodul (Elastizitätsmodul)	[Pa]
E_1, E_2	Elastizitätsmoduln Hertzsche Körper	[Pa]
E_{diss}	Dissipierte Energie	[J]
f	Frequenz als Zeitsignal	[1/s]
f	Reibzahl	[-]
$F_{Adhäsion}$	Kraftkomponente der Adhäsionsreibung	[N]
$F_{h,th}$	Theoretisch übertragbare Kraft eines Vakuumgreifers (horizontal)	[N]
$F_{Hysterese}$	Kraftkomponente der Hysteresereibung	[N]
$F_{Kohäsion}$	Kraftkomponente der Kohäsionsreibung	[N]
F_N	Normalkraft	[N]
F_n	Greenwood-Williamson-Funktionen	[-]
F_R	Reibkraft	[N]
$F_{v,th}$	Theoretisch übertragbare Kraft eines Vakuumgreifers (vertikal)	[N]
F_{Viskos}	Kraftkomponente der viskosen Reibung	[N]
F_{yx}	Kraft in x-Richtung	[N]
F_{yy}	Kraft in y-Richtung	[N]
FH	Hubkraft	[N]
G	Schubmodul	[Pa]
$G(t)$	Zeitabhängiger Schubmodul	[Pa]
G^*	Komplexer Schubmodul	[Pa]
G'	Speichermodul (Schubmodul)	[Pa]
G'_0	Startwert des verformungsabhängigen Speichermoduls (Schubmodul)	[Pa]
G'_∞	Endwert des verformungsabhängigen Speichermoduls (Schubmodul)	[Pa]
G''	Verlustmodul (Schubmodul)	[Pa]
G_i	Schubmodul des i-ten Maxwell-Elements	[Pa]
H	Hurst-Exponent	[-]
h	Penetrationshöhe Hertzscher Kontakt	[m]
h	Rauheitsamplitude	[m]
$H(\tau)$	Relaxationszeitspektrum	[-]
k	Topothese	[m ³]
L	Wellenlänge	[m]
l_K	Kantenlänge	[m]
L_{yy}	Ausgangshöhe der Probe	[m]
m	Steigung des Relaxationszeitspektrums	[-]
N	Anzahl Asperitäten	[-]
n	Anzahl Kontaktpunkte	[-]
n	Frequenz als Wegsignal	[1/m]
n	Materialabhängiger Exponent	[-]
n_{min}	Kleinste im Spektrum vorkommende Wegfrequenz	[1/m]
OT_P	Ausflusszeit für eine Oberfläche	[s]
p_0	Umgebungsdruck	[bar]

p_1	Absolutdruck im Wirkraum	[bar]
$prob$	Wahrscheinlichkeit	[–]
R_1, R_2	Radien Hertzsche Körper	[m]
R_a	Arithmetischer Mittenrauwert	[m]
R_z	Gemittelte Rautiefe	[m]
s	Affiner Parameter	[–]
$S(\omega)$	Spektrale Leistungsdichte im Frequenzraum	[s]
$S(n)$	Spektrale Leistungsdichte im Ortsraum	[m ³]
S'	Drehmoment	[Nm]
S_0	Vorfaktor der spektralen Leistungsdichte im Frequenzraum	[s]
T	Temperatur	[°C]
T	Wellenlänge / Periode	[s]
t	Zeit	[s]
T_g	Glasübergangstemperatur	[°C]
T_{ref}	Referenztemperatur	[°C]
V	Angeregtes Elastomervolumen	[m ³]
V	Volumen der deformierten Probe	[m ³]
v	Geschwindigkeit	[m/s]
v_c	Kritische Geschwindigkeit der Adhäsion	[m/s]
W_{Diss}	Dissipierte Energie	[J]
W_{EL}	Elastisch gespeicherte Energie	[J]
z	Rauheitshöhe	[m]
z_{max}	Maximale Rauheitshöhe	[m]
z_s	Transformierte Summithöhe	[m]

Abkürzungen

<i>AGW</i>	Albtal Gummiwerke
<i>ASTM</i>	American Society for Testing and Materials
<i>AU</i>	Polyester-Urethan-Kautschuk
<i>BET</i>	Brunauer-Emmet-Teller
<i>CBS</i>	N-Cyclohexyl-2-benzothiazolesulfenamide (Beschleuniger)
<i>CR</i>	Chloropren-Kautschuk
<i>CTAB</i>	Cetyltrimethylammoniumbromid
<i>DBP</i>	Dibutylphthalat
<i>DIK</i>	Deutsches Institut für Kautschuktechnologie
<i>EPDM</i>	Ethylen-Propylen-Dien-Kautschuk
<i>EU</i>	Polyether-Urethan-Kautschuk
<i>FAST</i>	Institut für Fahrzeugsystemtechnik
<i>FEM</i>	Finite-Elemente-Methode
<i>HDK</i>	Höhendifferenzkorrelation
<i>KIT</i>	Karlsruher Institut für Technologie
<i>MDF</i>	Mitteldichte Faserplatte
<i>MVQ</i>	Methyl-Vinyl-Silicon-Kautschuk
<i>NBR</i>	Acrylnitril-Butadien-Kautschuk

<i>NR</i>	Naturkautschuk
<i>SBR</i>	Styrol-Butadien-Kautschuk
<i>SRT</i>	Skid Resistance Tester
<i>TMB</i>	Institut für Technologie und Management im Baubetrieb
<i>TMQ</i>	2,2,4-Trimethyl-1,2-dihydrochinolin (Radikalfänger)
<i>TMTD</i>	Tetramethylthiuram disulfide (Beschleuniger)
<i>TPU</i>	Thermoplastisches Polyurethan
<i>WLF</i>	Williams-Landel-Ferry

1. Einführung

Erste Versuche zum Thema Vakuumtechnik wurden bereits im 17. Jahrhundert von dem deutschen Wissenschaftler Otto von Guericke durchgeführt. Im Jahr 1657 bewies er, wie stark der Luftdruck in der Erdatmosphäre ist, und präsentierte seinem Publikum den sogenannten „Halbkugelversuch“. Abbildung 1.1 zeigt diesen Versuch, bei dem Guericke sechzehn Pferde vor eine aus zwei Teilen bestehende Kugel spannte, deren Hälften zuvor mit einer Dichtung versehen wurden und in der die Luft im Inneren abgepumpt worden war. Den Pferden gelang es dabei nicht, die beiden Halbkugeln voneinander zu trennen. Dieser und weitere Versuche führten zu ersten Erkenntnissen zum Zusammenhang zwischen dem Luftdruck und daraus übertragbaren Kräften. Immer leistungstärkere Vakuumpumpen



Abbildung 1.1.: Magdeburger Halbkugelversuch von Otto von Guericke [71]

wurden in den darauf folgenden Jahrhunderten entwickelt. Dadurch war es möglich, immer höhere Unterdrücke von heutzutage $< 10^{-5} Pa$ für den Hoch- und Ultrahochvakuumbereich zu erzeugen, wodurch sich vielfältige Einsatzgebiete für die Vakuumtechnik ergaben [44]. Die mit Hilfe der Vakuumtechnik übertragbaren Kräfte werden jedoch erst seit den 1950er Jahren durch den Einsatz von Vakuumhebegeräten in der Industrie genutzt [103].

1.1. Ausgangssituation und Problemstellung

Pneumatische Greifer und im Speziellen Vakuumgreifer kommen heutzutage in den verschiedensten Formen und Größen zum Einsatz. Abhängig von der Art der Beanspruchung eines Haltesystems müssen grundsätzliche Überlegungen getroffen werden. Sollen z.B. Kräfte, die parallel zum Greifobjekt wirken, mit Hilfe von Vakuumgreifern übertragen werden, so muss zwangsläufig das tribologische System, bestehend aus dem Elastomer des verwendeten Sauglements und dem Untergrundmaterial, betrachtet werden. Bei der praktischen

Auslegung von Haltesystemen wird eine detaillierte Betrachtung der Oberflächenrauheit typischerweise nicht berücksichtigt. Vielmehr werden für raue Oberflächen pauschale Sicherheitsbeiwerte angegeben, wobei eine Klassifizierung der Oberflächenrauheit nicht stattfindet. Pauschalangaben erfolgen ebenfalls bei der Angabe des Reibkoeffizienten (vgl. Kapitel 2.1.4). So werden z.B. auf unterschiedlichen Oberflächen (Glas, Stein, Kunststoff) für Vakuumgreifer, die mit einer auf einem Acrylnitril-Butadien-Kautschuk (NBR) basierenden Reibeinlage ausgestattet sind, Reibkoeffizienten von $\mu = 0,5$ angegeben [38]. Zudem existieren lediglich vereinfachte Ansätze zur Berechnung der übertragbaren Kräfte. Infolgedessen werden bei der Auslegung eines Haltesystems die zu erwartenden Kräfte überschätzt. Die Haltesysteme werden aufgrund der hohen Sicherheitsbeiwerte überdimensioniert, so dass zu viele Vakuumgreifer verwendet werden, die eigentlich nicht notwendig wären. Erschwerend kommt hinzu, dass es am Markt nur eine überschaubare Auswahl an Werkstoffen typischer Elastomere für Saugelemente gibt. Für Vakuumgreifer mit Elastomerreibeinlagen, die genau den Anforderungen des auszulegenden Haltesystems entsprechen, gibt es keine wissenschaftliche Berechnungsgrundlage. Die Auswahl der Vakuumgreifer, vor allem beim Einsatz von Spezialanwendungen, stellt sich in der Regel als schwierig dar.

Die Reibung zwischen zwei in Relativbewegung befindlichen Oberflächen gehört zu den ältesten Themen der Physik und heutzutage zweifelsohne zu den wichtigsten in der Praxis [17]. Vor allem die Elastomerreibung spielt eine bedeutende Rolle, da sich durch neu entwickelte Materialien völlig neue Anwendungsgebiete ergeben. In vielen Fällen wird eine möglichst kleine Reibung gefordert, wie z.B. bei einem Scheibenwischerblatt. In anderen Fällen wird jedoch eine hohe Reibung gefordert. Dies ist beim Bremsvorgang eines Pkw der Fall, der vor einem Hindernis rechtzeitig zum Stehen kommen muss. Auch bei der Übertragung parallel zum Greifobjekt anfallender Kräfte, genauer gesagt bei einer Abscherbeanspruchung von Vakuumgreifern, müssen möglichst hohe Reibkoeffizienten erreicht werden, damit das zu transportierende Handhabungsobjekt sicher und effektiv positioniert werden kann.

Parameter, wie z.B. die Oberflächenrauheit oder die Materialeigenschaften der verwendeten Elastomere, spielen bei der Elastomerreibung und der Kraftübertragung auf rauen Oberflächen bei aktiv¹ betriebenen Vakuumgreifern eine wesentliche Rolle. Während technische Oberflächen mit Hilfe von Standard-Kenngrößen, wie z.B. dem arithmetischen Mittenrauwert R_a oder der gemittelten Rautiefe R_z , beschrieben werden können, müssen für die Charakterisierung von Oberflächen mit Rauheiten von mehreren Millimetern alternative Größen herangezogen werden. Um höhere Reibkoeffizienten und somit höhere Kräfte mit den Vakuumgreifern zu erzielen, müssen unterschiedliche Elastomere untersucht und deren Werkstoffverhalten analysiert werden.

¹Bei aktiv betriebenen Vakuumgreifern wird im Vergleich zu passiv betriebenen Vakuumgreifern der Unterdruck im Wirkraum des Greifers durch Vakuumpumpen oder Ejektordüsen stetig aufrechterhalten. Bei einem passiv betriebenen Vakuumgreifer wird der erforderliche Unterdruck entweder durch Auspressen der Luft aus dem Saugraum oder durch Volumenvergrößerung des Saugraumes erzeugt [4] (vgl. hierzu auch Kapitel 2.1.2).

1.2. Ziel der Arbeit und wissenschaftliche Vorgehensweise

Ziel dieser Arbeit ist die Modellierung des Reibkoeffizienten durch die experimentelle Ermittlung der Kraftübertragung beim Abscheren von aktiv betriebenen Vakuumgreifern auf rauen Oberflächen. Dabei werden Vakuumgreifer verwendet, die die Scherkräfte mit Hilfe von Elastomerreibeinlagen übertragen und deren Wirkraum durch eine flexible Dichtlippe aus Moosgummi gegen eine Leckage abgedichtet wird (vgl. Abbildung 1.2).

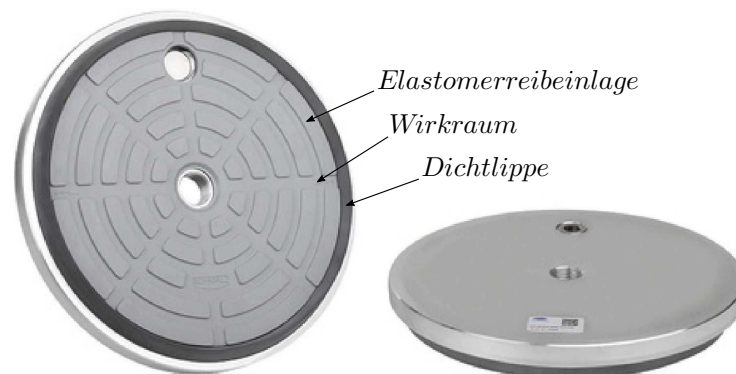


Abbildung 1.2.: Verwendeter Vakuumgreifer des Typs SPK 200 der Firma Schmalz GmbH [38]

Bisher existieren keine wissenschaftlichen Arbeiten, die das Kraftübertragungsverhalten dieser Vakuumgreifer und somit die Ermittlung von Reibkoeffizienten auf unterschiedlichen Oberflächenrauheiten bei Verwendung verschiedener Elastormischungen beschreiben. Aus anderen Disziplinen, wie z.B. der Fahrzeugtechnik, ist bekannt, dass sich die Elastomerreibung aus den Komponenten der Hysteresereibung, der Adhäsionsreibung, der Kohäsionsreibung und der viskosen Reibung zusammensetzt. Bei Vernachlässigung der Kohäsionsreibung und der viskosen Reibung kann das Phänomen der Elastomerreibung auf die Hauptkomponenten der Hysterese- und Adhäsionsreibung reduziert werden (vgl. hierzu Kapitel 4.1). Um eine Vorhersage über die zu erwartenden Reibkoeffizienten bei aktiv betriebenen Vakuumgreifern mit strukturierter Reibeinlage treffen zu können, soll zusätzlich zu den zuvor beschriebenen Hauptkomponenten der Elastomerreibung die Geometrie der Elastomerreibeinlagen detaillierter untersucht werden. Konventionelle Reibversuche mit Elastomerproben werden in der Regel mit angefasten Kanten durchgeführt, um einen Formschlusseinfluss, der sich aufgrund der eingreifenden Elastomerkanten einstellen würde, zu umgehen. Genau dieser Formschlusseinfluss birgt jedoch Verbesserungspotenzial in Hinblick auf die übertragbaren Kräfte und somit auf die Erhöhung der Reibkoeffizienten. Der Formschlusseinfluss, der sich in Abhängigkeit der Kantenlänge l_K der Reibeinlagengeometrie einstellt, soll in dieser Arbeit im Detail ermittelt werden, sodass der Gesamtreibkoeffizient in nachfolgender Form beschrieben werden kann:

$$\mu_{\text{Gesamt}} = \underbrace{\mu_{\text{Hysterese}} + \mu_{\text{Adhäsion}}}_{\substack{\text{Beeinflussende Faktoren:} \\ \text{Einsatztemperatur } T \\ \text{Abschergeschwindigkeit } v \\ \text{Füllstoff des Elastomers} \\ \text{Oberflächenrauheit}}} + \underbrace{\mu_{\text{Formschluss}}}_{\substack{\text{Beeinflussende Faktoren:} \\ \text{Reibeinlagengeometrie} \\ \text{Kantenlänge } l_K}} \quad (1.1)$$

Die zuvor aufgestellte Hypothese in Gleichung (1.1) soll in der vorliegenden Arbeit belegt werden. Bei gegebener Reibeinlagengeometrie sowie bei Kenntnis der Materialparameter des eingesetzten Elastomers kann unter Berücksichtigung der Oberflächenrauheit der Reibkoeffizient berechnet werden. Das grundlegende Vorgehen hierzu ist in Abbildung 1.3 dargestellt. Ziel ist es, ein Modell zu erstellen, das sich aus den zuvor genannten Komponenten der Hysterese, der Adhäsion und des Formschlusses zusammensetzt und mit dem es möglich ist, den Reibkoeffizienten μ zu berechnen. Die Hauptkomponenten der Elastomerreibung, d.h. die Hysterese- und Adhäsionsreibung, die den aktuellen Stand der Wissenschaft beschreiben, sollen um eine weitere Komponente des Formschlusses erweitert werden, um eine bessere Vorhersage des Reibkoeffizienten treffen zu können.

Bei der Auslegung eines Halteystems mit pneumatischen Greifern müssen zunächst grundlegende Entscheidungen, wie z.B. Größe und Bauform des Greifers, getroffen werden. Nicht jeder pneumatischer Greifer ist für jede Anwendung geeignet. Deshalb erfolgt in Kapitel 2 zunächst eine Klassifizierung von pneumatischen Greifern. Da sich in dieser Arbeit die wissenschaftliche Untersuchung auf aktiv betriebene Vakuumbreifer beschränkt, werden lediglich hierfür die technischen Spezifikationen vorgestellt. Das Kapitel schließt mit ausgewählten Anwendungsbeispielen und mit einer Auflistung bisher durchgeführter wissenschaftlicher Arbeiten mit diesem Greifertyp.

Bei dem in dieser Arbeit verwendeten Greifertyp (vgl. Abbildung 1.2) und bei der Art der Belastung spielt die Elastomerreibeinlage, die zur Übertragung der Scherkräfte verwendet wird, eine wesentliche Rolle. Um höhere Kräfte mit den Reibeinlagen übertragen zu können, müssen zunächst der Aufbau von Elastomeren und vor allem die viskoelastischen Eigenschaften des Werkstoffs bekannt sein. Zudem müssen Möglichkeiten aufgezeigt werden, wie durch die Verwendung von bestimmten Füllstoffen das Materialverhalten gezielt verändert werden kann. Diese Punkte werden in Kapitel 3 erläutert.

Grundlegende Gummireibungstheorien und Modellvorstellungen werden in Kapitel 4 vorgestellt. Die Modellierung der Gummireibung auf rauen Oberflächen erfolgt in Kapitel 5. Um das Reibverhalten der verwendeten Elastomermischungen auf den unterschiedlichen Oberflächenrauheiten beschreiben zu können, wurde die von Klüppel und Heinrich vorgestellte Reibtheorie zur Hysteresereibung auf selbstaffinen Oberflächen herangezogen [47]. Die Adhäsionsreibung, die einen wesentlichen Beitrag auf trockenen Oberflächen liefert und die vor allem bei kleinen Geschwindigkeiten eine große Rolle spielt, wurde von Le Gal beschrieben und innerhalb dieser Arbeit umgesetzt [57]. Optimierungspotenzial bietet die sich im Einsatz befindliche Reibeinlagengeometrie. Ein wesentlicher Teil dieser Arbeit ist deshalb Untersuchungen gewidmet, die die Steigerung der übertragbaren Kraft durch den gezielten Einsatz unterschiedlicher Reibeinlagengeometrien zum Ziel haben. Hierfür wurden spezielle Werkzeuge gefertigt, mit denen anschließend die unterschiedlichen Elastomermischungen vulkanisiert wurden. Ein entsprechender theoretischer Ansatz zur Modellierung des in Gleichung (1.1) enthaltenen Beitrages durch Formschluss wird in dieser Arbeit vorgestellt. Die verwendeten Materialien und experimentellen Untersuchungsmethoden werden in Kapitel 6 vorgestellt.

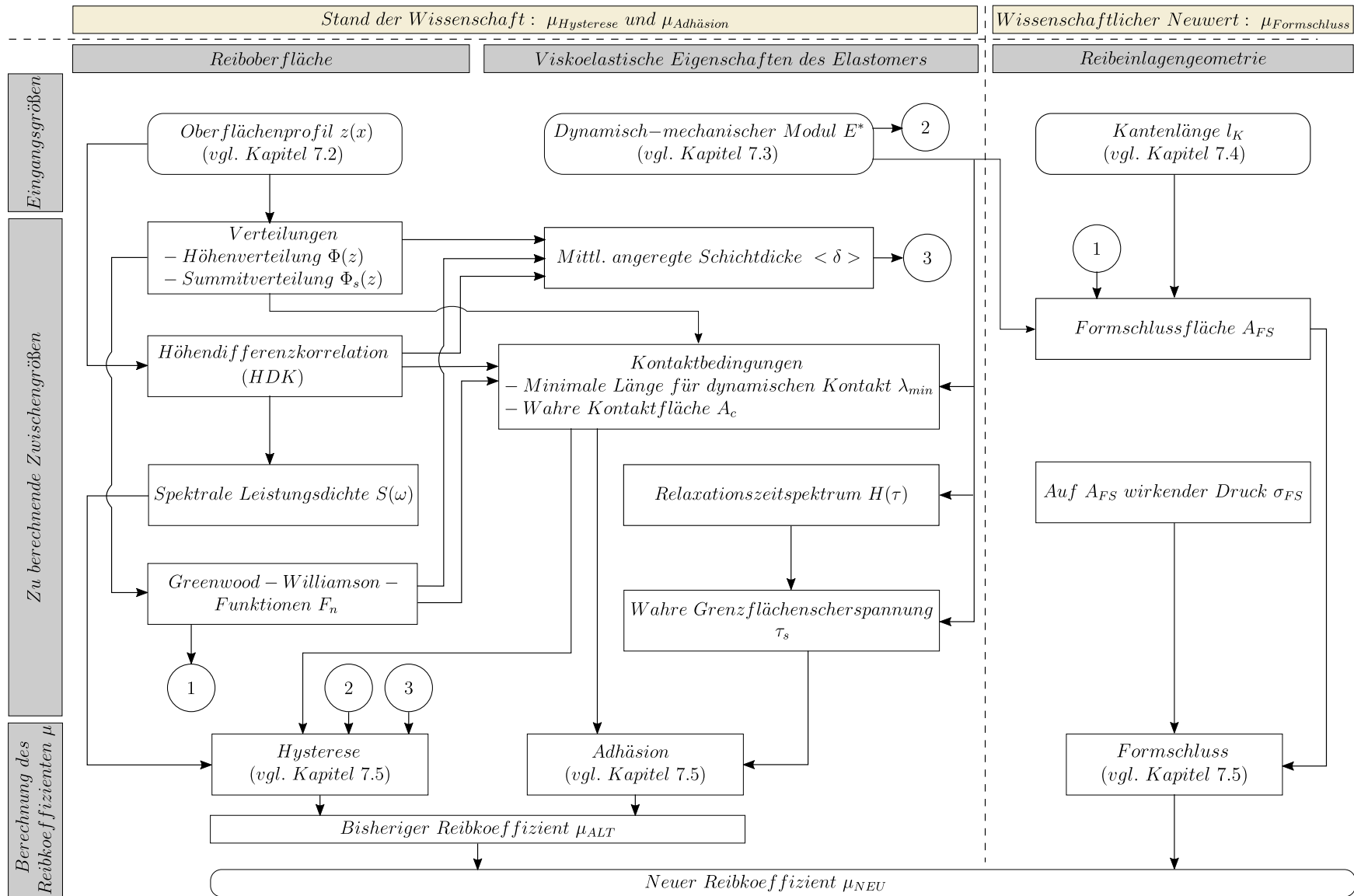


Abbildung 1.3.: Flussdiagramm zur Berechnung des Reibkoeffizienten μ

Um die Beiträge der Hysterese und Adhäsion zum Gesamtreibkoeffizienten ermitteln zu können, müssen die dynamisch-mechanischen Kenngrößen (Speicher- und Verlustmodul) in den für die Untersuchungen maßgeblichen Frequenzbereichen bekannt sein. Hierfür wurden sogenannte Masterkurven mit Hilfe des Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzips ermittelt. Die Masterkurven beschreiben hierbei das dynamische Verhalten des Elastomers in Form des Speicher- und Verlustmoduls in Abhängigkeit von der Frequenz. Durch das Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip können die Modulkurven über einem großen Frequenzband von mehreren Dekaden dargestellt werden, auf das ohne Masterung aus technischen Gründen nicht zurückgegriffen werden kann. Die Oberflächen wurden mit Hilfe der fraktalen Geometrie charakterisiert. Die Rauheiten wurden hierfür auf verschiedenen Längenskalen erfasst und über die typischen Oberflächendeskriptoren klassifiziert. Die Versuchsergebnisse, die Gegenüberstellung der einzelnen Einflussfaktoren und die Korrelation zwischen Simulation und Experiment werden in Kapitel 7 vorgestellt. Ein wesentlicher Teil liegt dabei auf der Beschreibung des Geometrieinflusses der Elastomerreibeinlagen.

2. Klassifizierung und Einsatzgebiete von pneumatischen Greifern

Pneumatische Greifer gibt es in den verschiedensten Formen und Größen. Dabei steht die Bezeichnung „Pneumatischer Greifer“ als Überbegriff für alle am Markt erhältlichen Variationen. In den nachfolgenden Kapiteln werden die pneumatischen Greifer und die verschiedenen Greifertypen vorgestellt. Zudem soll auf die unterschiedlichen Ausführungsvarianten bzw. Bauformen von Vakuumbreifern kurz eingegangen und die in der Praxis eingesetzten Werkstoffe dargestellt werden. Das Kapitel schließt mit einem kurzen Überblick über die möglichen Einsatzgebiete von Vakuumbreifern.

2.1. Pneumatische Greifer und Greifersysteme

Pneumatische Greifer können wie in Abbildung 2.1 in die Greifertypen der Luftstromgreifer, Haftsauggreifer, Druckluftgreifer und Vakuumbreifer unterteilt werden [35]. Der pneumatische Greifer steht als übergeordneter Begriff für alle Greifer, die mit dem Medium Luft beaufschlagt werden und dadurch ihre Wirkung erzielen. Von wesentlicher Bedeutung für diese Arbeit ist der Typ des Vakuumbreifers, der in Kapitel 2.1.4 näher beschrieben wird.

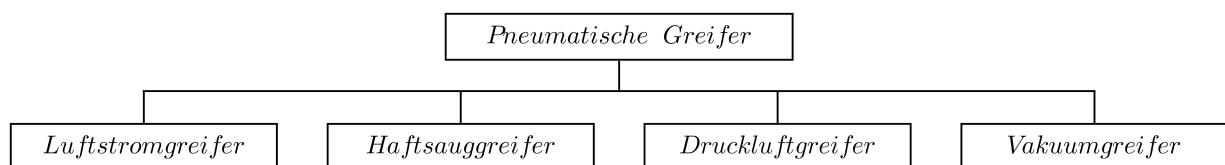


Abbildung 2.1.: Unterteilung der pneumatischen Greifer [35]

2.1.1. Luftstromgreifer

Beim Luftstromgreifer wird ein Unterdruck in der Nähe des Sauglements mit Hilfe einer Venturidüse erzeugt. Das Funktionsprinzip des Luftstromgreifers ist in Abbildung 2.2 dargestellt. Druckluft wird in den Ejektor eingeleitet und am engsten Querschnitt der Treibdüse auf Überschallgeschwindigkeit beschleunigt. Direkt nach der Treibdüse entsteht ein Unterdruck, der die eingeschlossene Luft, die im Luftraum des Luftstromgreifers vorhanden ist, ansaugt. Die abgesaugte Luft und die eingesetzte Druckluft treten gemeinsam an der Empfängerdüse als Abluft wieder aus. Um den Luftstromgreifer wieder ablösen zu können, werden häufig Drehschieber eingesetzt. Der Drehschieber verschließt den Auslass des Ejektors, wodurch die Druckluft in den Greifer geblasen und die Verbindung zum Werkstück gelöst wird.

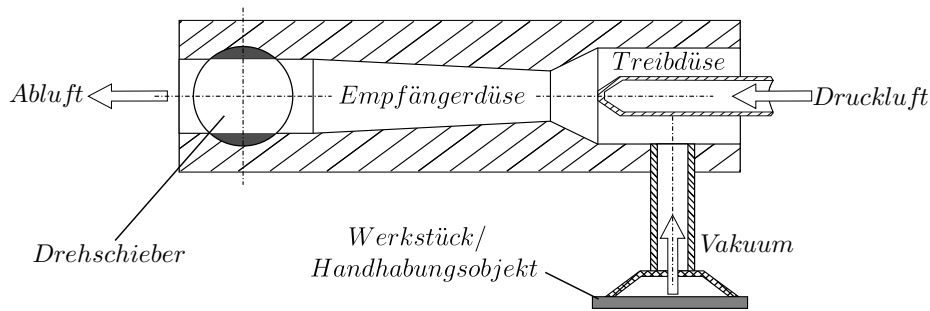


Abbildung 2.2.: Schematische Darstellung eines Luftstromgreifers mit Umschaltventil nach [35]

2.1.2. Haftsauggreifer

Da der Haftsauggreifer an keinen Vakuumerzeuger angeschlossen werden muss, kann dieser Typ von Greifer auch als passiver Vakuumerzeuger bezeichnet werden. Der erforderliche Unterdruck im Saugraum wird entweder durch Auspressen der Luft aus dem Saugraum oder durch Volumenvergrößerung des Saugraumes erzeugt [4]. Das Funktionsprinzip der Volumenvergrößerung des Saugraumes ist in Abbildung 2.3 zu sehen. Beim Haftsauggreifer

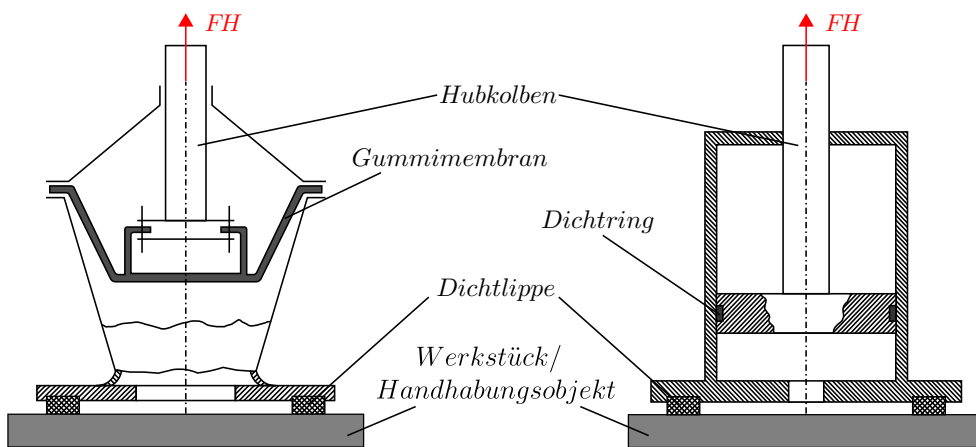


Abbildung 2.3.: Ausführungsbeispiele für Haftsauggreifer nach [35]

sind Kolben und bewegliche Teile vorhanden, um den nötigen Unterdruck zu erzeugen. Wird der Kolben mit der Hubkraft F_H gezogen, so entsteht ein Unterdruck in der Kammer zwischen Dichtlippe und Werkstück. Bei Energieausfall sind Haftsauggreifer am sichersten, wobei die Funktionskontrolle schwieriger ist als bei Saugern mit Vakuumpumpe, die als Druckwächter agiert [35]. Die elastische Verformung der Dichtlippe bewirkt eine federähnliche Rückstellkraft. Die Abdichtung selbst ist stark von der Oberflächenrauheit des Werkstückes bzw. des Handhabungsobjektes abhängig. Das Vakuum kann dementsprechend nur über einen bestimmten Zeitraum aufrecht erhalten werden. Der Unterdruck muss entweder durch erneutes Auspressen der Luft aus dem Saugraum oder durch zusätzliches Ziehen des Hubkolbens wieder hergestellt werden.

2.1.3. Druckluftgreifer

Der Druckluftgreifer ist ein besonders einfacher Greifer für die Kleinteilehandhabung. Das Funktionsprinzip beruht auf dem aerodynamischen Paradoxon. Dieser Greifer wird mit Druckluft beaufschlagt. Über ein Rohr gelangt die Druckluft zur unteren Öffnung und strömt zwischen der unteren Greiferplatte und dem Handhabungsobjekt entlang. Die Luft wird in diesem Bereich beschleunigt. Die erhöhte Luftgeschwindigkeit hat zur Folge, dass der Druck in diesem Hohlraum unter den Umgebungsdruck fällt. Durch diesen Unterdruck entsteht eine „aerodynamische“ Auftriebskraft, wodurch das Handhabungsobjekt gehalten werden kann. Der Unterdruck und somit die Haltekraft sind umso höher, je kleiner der Spalt zwischen Handhabungsobjekt und Greifer wird [43]. Druckluftgreifer werden in der Praxis nicht sehr häufig verwendet, da nur geringe Haltekräfte aufgebracht werden können. Der Vorteil liegt jedoch darin, dass das Werkstück, z.B. eine Siliziumscheibe, auf der Fläche nicht angefasst werden muss. Abstandhalter sichern den erforderlichen, optimalen Abstand für ein sicheres Greifen.

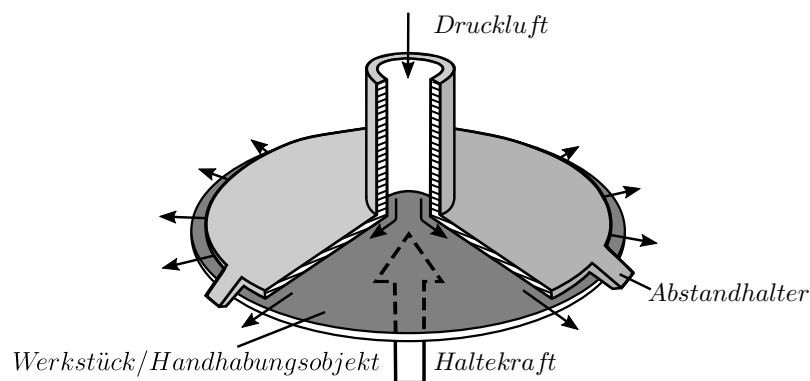


Abbildung 2.4.: Beispiel eines Druckluftgreifers nach [35]

2.1.4. Vakuumgreifer

Die Funktionsweise beruht auf einem Unterdruck in einem abgegrenzten Raum, der durch Greifobjekt und Saugelement gebildet wird (vgl. Abbildung 2.5). Der Umgebungsdruck ist dafür verantwortlich, dass der Vakuumgreifer an das Greifobjekt gedrückt wird. Dies ist der Fall, sobald der Umgebungsdruck größer ist als der Druck im Inneren des Vakuumgreifers. Der Unterdruck wird dabei durch Vakuumpumpen oder Ejektordüsen erzeugt und aufrechterhalten. Durch diese kontinuierliche Absaugung können kleinere Leckagen kompensiert werden. In der Regel können Vakuumgreifer nur Objekte mit Oberflächen bis zu einer bestimmten Rauheit greifen, da eine luftdichte Verbindung zwischen Objekt und Vakuumgreifer erforderlich ist. Bei ausreichender Vakuumerzeugung sind auch Werkstücke aus porösem Material greifbar. Die übertragbaren Haltekräfte sind u.a. von der Größe des Greifers abhängig. Am Markt sind Vakuumgreifer mit Haltekräften von einigen hundert Newton erhältlich. Mit Hilfe von Spezialvakuumgreifern ist es möglich, Haltekräfte von mehreren 10 000 N zu übertragen [35]. Die theoretisch übertragbare Kraft eines Vakuumgreifers senkrecht zur horizontal ausgerichteten Oberfläche, und wie in Abbildung 2.5

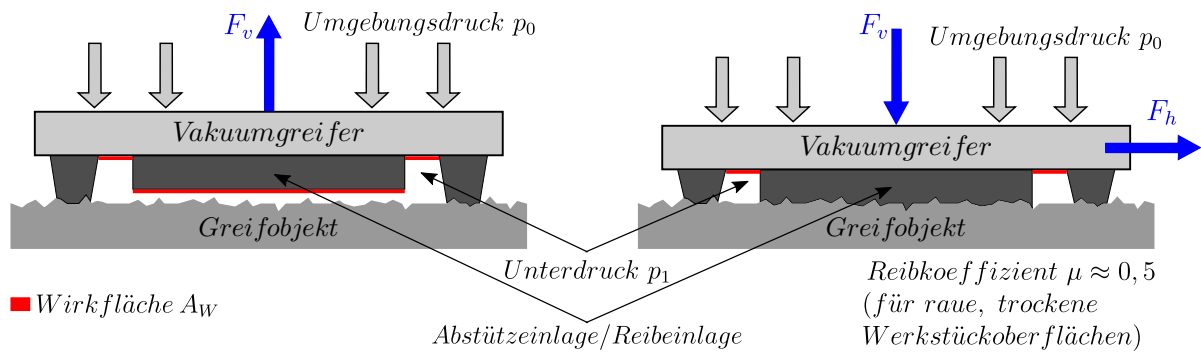


Abbildung 2.5.: Schematische Darstellung des Wirkprinzips eines Vakuumgreifers und angegebener Wert für den Reibkoeffizienten μ für raue, trockene Werkstückoberflächen, wie z.B. Glas, Stein oder Kunststoff [38]

(links) dargestellt, errechnet sich zu:

$$F_{v,th} = (p_0 - p_1) \cdot A_W \quad (2.1)$$

Die theoretische Haltekraft ist demnach von der Wirkfläche A_W und somit z.B. vom Durchmesser des Vakuumgreifers abhängig. Zudem spielt die Druckdifferenz, die aus dem Umgebungsdruck p_0 abzüglich des Unterdrucks im Inneren des Sauggreifers p_1 gebildet wird, eine wichtige Rolle bei der Berechnung der theoretisch erreichbaren Haltekraft. Es muss beachtet werden, dass eventuelle Abstützflächen zwischen Handhabungsobjekt und Greifer die wirksame Fläche A_W reduzieren. Die wirksame Fläche A_W ergibt sich also als Flächenanteil, der durch Projektion des evakuierbaren Volumens entsteht [91].

Die theoretisch übertragbare Kraft eines Vakuumgreifers parallel zum Greifobjekt, und wie in Abbildung 2.5 (rechts) dargestellt, kann mit Hilfe des nachfolgenden, vereinfachten Ansatzes berechnet werden:

$$F_{h,th} = \mu \cdot F_{v,th} \quad (2.2)$$

Es handelt sich, wie bereits erwähnt, um theoretische Zusammenhänge. Aus der Praxis ist jedoch bekannt, dass die theoretisch berechneten Kräfte nach Gleichung 2.2 aufgrund falscher Annahmen des Reibkoeffizienten μ nicht erreicht werden. Vielmehr werden bei praktischen Anwendungen stets Sicherheitsbeiwerte multipliziert. Die übertragbaren Kräfte eines Vakuumgreifers parallel zum Greifobjekt werden in der Regel von den Herstellern empirisch ermittelt. Auch hier werden großzügige Sicherheitsbeiwerte von mindestens 2,0 angenommen [38]. Eine wissenschaftliche Betrachtung des tribologischen Systems Vakuumgreifer-Handhabungsobjekt ist nicht Stand der Technik [91].

Um das große Forschungspotenzial aufzuzeigen, wurden innerhalb dieser Arbeit Voruntersuchungen zum Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern, die parallel zum Greifobjekt orientiert waren und auf Abscherung beansprucht wurden, durchgeführt. Für die Voruntersuchungen wurden handelsübliche Vakuumgreifer verwendet, deren Aufbau mit dem in Abbildung 2.5 übereinstimmt. Die sich aus Gleichung (2.2) ergebenden Reibkoeffizienten μ wurden auf verschiedenen Werkstückoberflächen ermittelt und mit den vom Hersteller angegebenen Werten verglichen (vgl. Tabelle 2.1). Da keine detaillierte Beschreibung der verschiedenen vom Hersteller gegebenen Oberflächen vorlag, wurden zur Überprüfung der

Tabelle 2.1.: Vergleich zwischen vom Hersteller angegebenen Reibkoeffizienten auf unterschiedlichen Werkstückoberflächen nach [38] und real gemessenen Reibkoeffizienten

Angegebene Werkstückoberfläche	Angegebener Reibkoeffizient μ [-]	Gemessene Werkstückoberfläche	Gemessener Reibkoeffizient μ [-]	Delta [%]
Kunststoff (trocken)	0,5	Plexiglas (trocken)	1,84	268
Stein (trocken)	0,5	Gestockter Granit (trocken)	1,14	128
Schleifpapier (trocken)	1,1	Schleifpapier 120 (Dichtlippenbereich geschmiert)	1,42	29

Reibkoeffizienten entsprechende Werkstückoberflächen gewählt.

Für die trockene Kunststoffoberfläche wird vom Hersteller ein Reibkoeffizient von $\mu = 0,5$ angegeben. Zur Überprüfung des Reibkoeffizienten wurde eine trockene Plexiglasoberfläche verwendet. Auf dieser Oberfläche konnte ein Wert für den Reibkoeffizienten von $\mu = 1,84$ erzielt werden. Dies entspricht einem prozentualen Anstieg von 268 %.

Ein identischer Wert für den Reibkoeffizienten von $\mu = 0,5$ wird vom Hersteller für eine trockene Steinoberfläche angegeben. Hier stellt sich die Frage, welcher Stein zur Messung herangezogen wurde und welche Rauheit der Stein aufweist. Verglichen wurde die gegebene Steinoberfläche mit einer trockenen, gestockten Granitoberfläche. Auch hier konnte ein wesentlich höherer Reibkoeffizient von $\mu = 1,14$ erzielt werden, wodurch sich ein prozentualer Anstieg von 128 % ergab.

Des Weiteren wird vom Hersteller ein Reibkoeffizient $\mu = 1,1$ für eine trockene Schleifpapieroberfläche angegeben. Zum Vergleich wurde eine Schleifpapieroberfläche mit einer Körnung von 120 gewählt, wobei bei ersten Versuchen ein Einknicken der Dichtlippe beobachtet wurde. Das allmähliche Einknicken führte zu einer zunehmenden Leckage und somit zu einer kontinuierlichen Abnahme des Vakuums. Die Berechnung des Reibkoeffizienten war dadurch nicht möglich. Deshalb wurden weitere Messungen durchgeführt, bei denen der Dichtlippenbereich geschmiert wurde, um eine Leckage zu verhindern. Aufgrund der Schmierung der Dichtlippe konnte der Reibkoeffizient ermittelt werden, der sich mit $\mu = 1,42$ einstellte. Im Vergleich zum ursprünglich angegebenen Reibkoeffizienten von $\mu = 1,1$ ergibt dies einen prozentualen Anstieg von 29 %.

Die Voruntersuchungen zeigten, dass pauschalisierte Herstellerangaben zum Reibkoeffizienten nicht für die praktische Auslegung von Haltesystemen herangezogen werden dürfen. Wie es in der Praxis bereits durchgeführt wird, werden die pauschalisierten Angaben zum Reibkoeffizienten mit hohen Sicherheiten beaufschlagt. Die zusätzliche Beachtung von Sicherheiten in Form von zu konservativ gewählten Beiwerten wäre jedoch mit einer Verschwendung von Ressourcen gleichzusetzen. Es hat sich gezeigt, dass wesentlich höhere Reibkoeffizienten erreicht werden können (vgl. Tabelle 2.1). Dieser Zusammenhang zeigt das große Potenzial, das den Kern dieser wissenschaftlichen Arbeit ausmacht. Eine detaillierte Beschreibung der Wirkmechanismen und des Zusammenhangs verschiedener Einflussfaktoren, die zur Beschreibung des Reibkoeffizienten μ erforderlich sind, erfolgt später in dieser Arbeit.

2.2. Technische Spezifikationen für Vakuumgreifer

Wie in Kapitel 2.1 beschrieben, wird in der Praxis der Reibkoeffizient μ meist falsch angegeben. Von wesentlicher Bedeutung für diese Arbeit sind deshalb die zuvor beschriebenen Vakuumgreifer und im Speziellen Vakuumgreifer mit separat einlegbarer Reibeinlage. Zunächst erfolgt jedoch eine Beschreibung der verschiedenen Bauformen und eingesetzten Werkstoffe für Vakuumgreifer.

2.2.1. Ausführungsvarianten und Bauformen von Vakuumgreifern

Es gibt eine Vielzahl an auf dem Markt angebotenen Varianten von Vakuumgreifern, die sich lediglich in Aufbau (Bauform) und Größe unterscheiden. Abbildung 2.6a zeigt eine Übersicht marktüblicher Bauformen von Vakuumgreifern zur Handhabung unterschiedlicher Objekte. Die Vakuumgreifer lassen sich generell in die Typen der Flachsauggreifer und Balgsauggreifer einteilen. Beide Sauggreifertypen gibt es in runden bzw. ovalen Bauformen, wobei die ovale Variante in der Regel bei der Handhabung von länglichen bzw. schmalen Handhabungsobjekten zum Einsatz kommt.



(a) Ausführungsvarianten von Vakuumgreifern [40]



(b) Vakuumgreifer des Typs SPK [38]

Abbildung 2.6.: Handelsübliche Ausführungsvarianten von Vakuumgreifern (links) und Vakuumgreifer des Typs SPK mit steckbarer Moosgummidichtlippe und Elastomerreibeinlage (rechts)

Die Vakuumgreifer haben einen relativ einfachen Aufbau. Für eine hohe Eigenstabilität sorgt das speziell konstruierte Anschlussstück, das aus einem metallischen Werkstoff besteht und das kraft- oder formschlüssig mit dem elastischen Teil des Saugelements (Elastomer) verbunden wird. Zur zusätzlichen Stabilisierung wird das Anschlussstück oftmals in Form einer Platte ausgeführt und mit einem Elastomer ummantelt [7]. Eine für den konkreten Anwendungsfall strukturierte Reibeinlage sowie eine Dichtlippe, die das zu evakuierende Volumen innerhalb des Vakuumgreifers abdichten und eine Leckage verhindern sollen, komplettieren den Vakuumgreifer. Die Reibeinlage schützt dabei die Oberfläche des angesaugten Handhabungsobjektes gegen Beschädigung beim Anschlag gegen den Grundkörper. Zudem können mit Hilfe der Reibeinlage die entstehenden Abscherkräfte bei der Handhabung von parallel zum Greifobjekt anfallenden Lasten übertragen werden. Abhängig vom Anwendungsfall werden Reibeinlage sowie Dichtlippe als zusammenhängende Einheit und dementsprechend aus demselben Werkstoff auf den Grundkörper vulkanisiert

oder aus verschiedenen Materialien formschlüssig in den Grundkörper eingebracht. Letzteres kommt bei der Handhabung von Werkstücken mit sehr strukturierten Oberflächen, wie z.B. Natursteinen oder Riffelblechen zum Einsatz (vgl. Abbildung 2.6b). Die unterschiedlichen Bauformen wurden von Braun klassifiziert [7]. Zusätzlich wurden in dieser Arbeit zwei weitere Bauformen in die Auflistung aufgenommen. Es handelt sich hierbei um Vakuumgreifer, bei denen die Reibeinlage formschlüssig in den Grundkörper eingebracht wird. Diese unterscheiden sich lediglich in der Art und Form der eingesetzten Dichtlippe. Alle Bauformen können der nachfolgenden Tabelle 2.2 sowie Abbildung 2.7 entnommen werden.

Tabelle 2.2.: Bauformen und Unterscheidungsmerkmale von Vakuumgreifern nach [7]

Bauform	Typbezeichnung	Besonderheit	Dichtlippe
A	Flachsauggreifer	ohne Metallverstärkung	integriert
B	Flachsauggreifer	mit Metallverstärkung	integriert
C	Flachsauggreifer	mit Metallverstärkung	mehrfach integriert
D	Balgsauggreifer	ohne Metallverstärkung	integriert
E	Saugplatte	Elastomerreibeinlage	steckbare 1-Komponenten-Dichtlippe aus Moosgummi
F	Saugplatte	Elastomerreibeinlage	steckbare 2-Komponenten-Dichtlippe aus Moosgummi

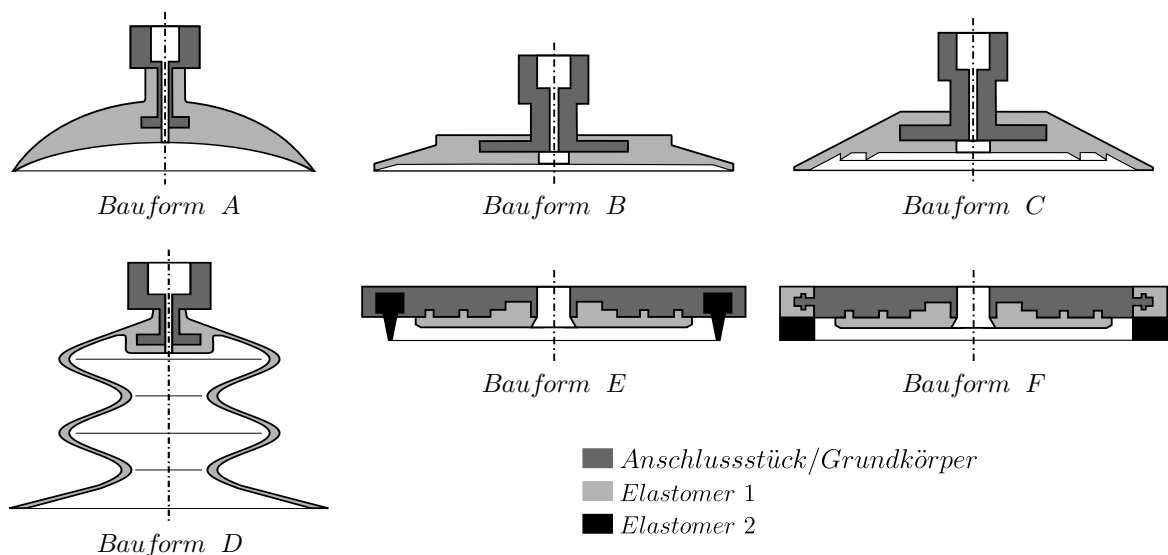


Abbildung 2.7.: Bauformen von Vakuumgreifern [7]

2.2.2. Werkstoffe für Vakuumgreifer

Der flexible Teil des Vakuumgreifers wird aus Elastomeren hergestellt. Elastomere sind Werkstoffe auf Basis von Naturkautschuk oder Kunstkautschuk. In Abhängigkeit von der

Temperatur weisen Elastomere ein viskoelastisches Verhalten, d.h. unterschiedliche Materialeigenschaften, auf. Die Elastizität des elastomeren Werkstoffes des Vakuumgreifers ermöglicht eine gute Anpassung an die geometrische Form des Handhabungsobjektes sowie eine hinreichende Abdichtung. Dadurch ist es bei verschiedenen Belastungsfällen erst möglich, den Wirkraum des Greifers abzudichten und den erforderlichen Unterdruck zu erzeugen. Bei den zuvor beschriebenen Bauformen A bis D entspricht das Material der Dichtlippe dem der Reibeinlage. Eine Auswahl typischer Elastomere, aus denen Vakuumgreifer der Bauformen A bis D hergestellt werden, kann Tabelle 2.3 entnommen werden.

Tabelle 2.3.: Werkstoffkennwerte typischer Elastomere für Saugelemente nach [7] und [4]

Werkstoffe	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Härte [ShA]	Reibbeiwert μ [-]	Temperaturbereich für Dauereinsatz [°C]
Naturkautschuk (NR)	20,7	30...90	0,40...1,20	-30...+85
Acrylnitril-Butadien- Kautschuk (NBR)	13,8	40...95	0,50...1,40	-20...+100
Chloropren-Kautschuk (CR)	20,7	40...95	0,60...1,10	-40...+95
Polyurethan-Elastomer (AU, EU)	27,5	60...98	0,45...1,20	-40...+90
Silikon-Kautschuk (MVQ)	10,3	40...85	0,30...0,90	-60...+210

Die physikalischen Werkstoffeigenschaften, wie z.B. Härte, Temperaturbeständigkeit oder Zugfestigkeit, werden mittels Füll- und Zusatzstoffen beeinflusst. Dadurch ist es möglich, gezielt das Reibverhalten zwischen dem Vakuumgreifer und dem Handhabungsobjekt zu steuern. Höhere Reibbeiwerte führen zu verbesserten Haftbedingungen auf der Oberfläche des Handhabungsobjektes und somit zu höheren übertragbaren Abscherkräften parallel zum Greifobjekt. Die Werkstoffeigenschaften, wie sie in Tabelle 2.3 aufgeführt sind, sind nicht unabhängig voneinander. Jeder einzeln betrachtete Werkstoffparameter kann verbessert werden. Dies kann jedoch eine Verschlechterung eines anderen Parameters bedeuten. Die Eignung eines Werkstoffes muss daher immer für jeden Einsatzfall geprüft werden. Bei den Bauformen E und F werden in der Regel unterschiedliche Materialien für die Dichtlippe bzw. Reibeinlage verwendet, um speziellen Anforderungen zu genügen. Dieser Greifertyp kommt bei Handhabungsobjekten zum Einsatz, die entweder inhomogene Oberflächen oder große Rauheiten aufweisen. Während die Dichtlippe in der Regel aus einem Moosgummi (z.B. EPDM, CR, NR) mit offener oder geschlossener Außenhaut besteht, können für die Reibeinlage ähnliche Elastomere wie in Tabelle 2.3 verwendet werden. In Abhängigkeit des Einsatzzweckes gilt es, Vakuumgreifer mit entsprechenden Werkstoffeigenschaften auszuwählen. Die wesentlichen Einflussfaktoren bei der Auswahl eines Vakuumgreifers sind die Zugfestigkeit, die Härte, das Reibverhalten sowie die Einsatztemperatur. Zusätzlich müssen weitere Randbedingungen wie z.B. die Beständigkeit gegen aggressive Medien sowie eine Lebensmittelverträglichkeit vor dem Einsatz eines Greifers überprüft werden.

2.3. Einsatzgebiete von Vakuumgreifern

Vakuumgreifer werden vor allem für die Handhabung von Werkstücken in automatisierten Prozessen, in manuellen Handhebeegeräten oder in der Aufspanntechnik von CNC-Bearbeitungsmaschinen eingesetzt. Bei allen Einsätzen muss der Vakuumgreifer das Handhabungsobjekt kontrolliert aufnehmen und die Orientierung des Handhabungsobjektes relativ zu einem Bezugssystem während des gesamten Handhabungsprozesses erhalten und sichern. Am Markt werden die verschiedensten Bauformen für Vakuumgreifer angeboten, um den Anforderungen aus der Praxis gerecht zu werden. In einfachen Fällen lassen sich Greiferlösungen für den konkreten Anwendungsfall durch Modifikation von Standard-Vakuumgreifern realisieren. Für spezielle Anwendungen kommen Sonderkonstruktionen zum Einsatz [7]. Aufgrund der großen Produktpalette an Vakuumgreifern mit deren angebotenen Optionen bzgl. Greifergröße, -material und -form sind diese den Sonderkonstruktionen aus wirtschaftlichen Gründen vorzuziehen [94].

2.3.1. Vakuumgreifer in der Handhabungstechnik

Vakuumgreifer kommen aufgrund ihrer Flexibilität in den unterschiedlichsten Branchen und Gebieten zum Einsatz. So kommen z.B. Balgsauggreifer in der Verpackungsindustrie zur dynamischen und sicheren Handhabung von Beutelverpackungen aller Art zum Einsatz. Eine große Herausforderung besteht darin, die Beutel mit unterschiedlichen Inhalten, wie Pulver, Schüttgut oder Flüssigkeiten automatisiert zu handhaben. Zudem weisen die Beutelverpackungen unterschiedliche Materialien auf, wodurch die dynamische Handhabung erschwert wird. Prozesssicheres Greifen funktioniert nur, wenn der Vakuumgreifer optimal abdichtet und auch während des Handhabungsprozesses keine Leckagen entstehen. Dies gilt natürlich auch, wenn die Beutel nicht immer vollständig gefüllt sind und sich aufgrund dessen Falten bilden. Der Saugerbalg mit mehreren Falten ermöglicht beim Greifen große Hubbewegungen bei zeitgleich sehr guten Dämpfungseffekten. Zusätzlich müssen die Handhabungsobjekte auch bei schnellen Taktzeiten oder bei Schwenkbewegungen sicher transportiert werden können. Spezielle Balgsauggreifer, wie sie in Abbildung 2.8 zu sehen sind, kommen in Case-Packer- und Pick-&-Place-Anwendungen zum Einsatz. Auch



(a) Handhabung von Beutelverpackungen [42]



(b) Balgsauggreifer des Typs SPB4 [41]

Abbildung 2.8.: Balgsauggreifer in der Verpackungs- und Lebensmittelindustrie

im Lebensmittelbereich findet diese Art von Greifertyp Verwendung. Vor allem in diesem Anwendungsfeld ist es wichtig, Werkstoffe für die Greifer zu verwenden, die aus lebensmittelverträglichen Materialien, wie z.B. speziellen Silikonen, hergestellt sind.

Der steigende Kosten- und Rationalisierungsdruck ist dafür verantwortlich, dass in der Holzindustrie die Produktionsprozesse zum Teil vollständig mit Hilfe von Vakuumbreifern durchgeführt werden. Der Werkstoff Holz als eigentliches Handhabungsobjekt stellt dabei eine große Herausforderung dar. Die Vakuumbreifer müssen Werkstücke mit unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit und Porosität sicher von A nach B transportieren können. Leckagen, die beispielsweise beim Handling von MDF-Platten zwangsläufig auftreten, gilt es zu kompensieren (vgl. Abbildung 2.9). Weitere Randbedingungen, wie z.B. die Belastung der Werkstücke durch Staub und Sägespäne, erschweren das Greifen. Trotz aller Randbedingungen, die den Einsatz von Vakuumbreifern in Branchen wie der Holzindustrie erschweren, kommen Holz- und Möbelteile-Greifereffektiv zur Anwendung und gewährleisten somit ein prozesssicheres und effizientes Materialhandling.



(a) Handhabung von MDF-Platten



(b) Flachsauggreifer des Typs SHFN

Abbildung 2.9.: Flachsauggreifer in der Holzver- und Holzbearbeitungsindustrie [39]

2.3.2. Vakuumbreifer für Spezialanwendungen

Spezielle Anwendungen erfordern i.d.R. außergewöhnliche Ausführungsvarianten der Vakuumbreifer. Vor allem bei der Handhabung von parallel zum Greifobjekt anfallenden Lasten müssen die Vakuumbreifer das Werkstück sicher greifen und positionieren können. Bei diesen Anwendungen müssen die auftretenden Scherkräfte über das eingesetzte Elastomer abgetragen werden. Zeitgleich darf es zu keiner Leckage kommen, d.h. die Dichtlippe des Vakuumbreifers muss flexibel und anpassungsfähig sein, um den verschiedensten Oberflächen zu genügen. Beispiele für Spezialanwendungen können der Abbildung 2.10 entnommen werden. Ein Anwendungsfeld mit immer weiter steigenden Anforderungen an Sicherheit und Ergonomie stellt die Fenstermontage dar. Abhängig vom Grad der Verglasung können solche Fensterelemente einige hundert Kilogramm wiegen. Auf der Baustelle können diese mit Hilfe von fahrbaren Transportgeräten zum Montageort gefahren und anschließend mit Hydraulikzylindern präzise positioniert werden. Gerade bei Fensterelementen gilt es neben der sicheren Handhabung Spuren durch die Vakuumbreifer selbst zu vermeiden. Die einge-

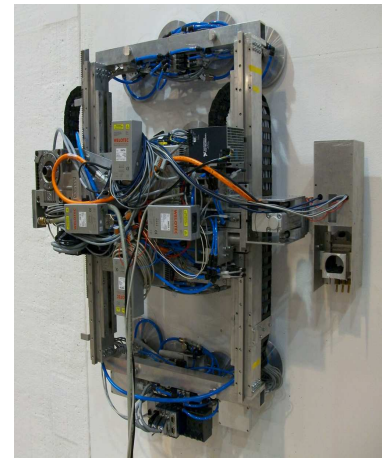
setzten Elastomere müssen demnach zusätzliche Anforderungen erfüllen. Abbildung 2.10a zeigt ein Greifsystem für die Handhabung von Fensterelementen und Glasscheiben.



(a) Vakuum-Greifsystem für die Handhabung von Fensterelementen und Glasscheiben [2]



(b) Vakuum-Greifsystem für die Handhabung von Betonfertigteilen [83]



(c) Kletterroboter MANOLA zur thermischen Dekontamination von radioaktiv belasteten Oberflächen

Abbildung 2.10.: Anwendungsbeispiele für Vakuumgreifer bei Spezialanwendungen

Ein weiteres Anwendungsbeispiel beschreibt die Handhabung von Betonfertigteilen. Abhängig von der Größe des Werkstücks müssen sehr große Abscherkräfte aufgrund von parallel zum Greifobjekt anfallenden Lasten übertragen werden. Zudem weisen die Oberflächen unterschiedliche Rauheiten auf, die es erschweren, den erforderlichen Unterdruck aufzubauen. Häufig werden hierfür Vakuumgreifer der Bauform F eingesetzt (vgl. Abbildung 2.7). Ein speziell ausgewähltes Elastomer für die Reibeinlage kommt zum Einsatz, um die Abscherkräfte zu übertragen. Eine flexible Dichtlippe aus Moosgummi dichtet den Wirkraum effektiv ab. Ein Anwendungsbeispiel aus der Praxis kann Abbildung 2.10b entnommen werden, bei dem L-Steine gegriffen, rotiert und transportiert werden können.

Ein Beispiel für die Verwendung von Vakuumgreifern, das zugegebenermaßen exotisch wirkt, in der Praxis jedoch immer mehr zur Anwendung kommt, ist der Einsatz bei autark arbeitenden Robotern für die Reinigung oder Inspektion von Oberflächen sowie für Wartungsarbeiten [95]. Die Vakuumgreifer werden dabei genutzt, um an Brückenpfeilern, Betonwänden oder Hausfassaden zu klettern. Die Vakuumgreifer müssen beim Einsatz von Kletterrobotern nicht nur die Eigenlast des Roboters, sondern auch die Kräfte aufnehmen, die bei der Fortbewegung bzw. bei der Arbeit entstehen. Autark arbeitende Kletterroboter kommen u.a. auch beim Rückbau kerntechnischer Anlagen bei der Dekontamination von Oberflächen zum Einsatz. Dadurch kann die Aufenthaltsdauer für Personen in Bereichen, in denen mit radioaktiver Strahlung gerechnet werden muss, minimiert werden. Für die Dekontamination stehen unterschiedliche Arbeitsköpfe zur Verfügung. I.d.R. kommen mechanische Verfahren, wie z.B. Fräsen für den Oberflächenabtrag zum Einsatz. Die Oberflächenablation kann allerdings auch thermisch erfolgen. Ein entsprechender Kletterroboter zur Dekontamination von radioaktiv belasteten Oberflächen wurde am Institut für Technologie und Management im Baubetrieb (TMB) des Karlsruher Instituts für Technologie

(KIT) entwickelt. Die Vakuumbreifer, die in diesem Beispiel zum Einsatz kamen, sind die der Bauform E. Der Kletterroboter MANOLA (Manipulatorgesteuerter Oberflächenabtrag durch Lasertechnologie) ist in Abbildung 2.10c dargestellt.

2.4. Durchgeführte wissenschaftliche Untersuchungen an pneumatischen Greifern

Kaulins und Kaulinja untersuchten Lastfälle, bei denen der Vakuumbreifer versetzt zum Schwerpunkt des Handhabungsobjektes angesetzt wurde. Bei diesem Vorgang entsteht eine Flächenlast, die ungleichmäßig über die Fläche der Dichtlippe eines Vakuumbreifers der Bauform A verteilt ist. Es handelt sich hierbei um ein rein theoretisches Berechnungsmodell zu den übertragbaren Kräften bei einer Bewegung in zwei Richtungen [45].

Braun führte in verschiedenen Messreihen Untersuchungen zum Abreiß- und Abscherverhalten von Vakuumbreifern der Bauformen A, B, C und D durch. Für seine experimentellen Versuche verwendete er handelsübliche Vakuumbreifer mit variablem Durchmesser verschiedener Hersteller und unterschiedlicher Werkstoffe. Eine Analyse der Werkstoffe wurde dabei nicht durchgeführt. Die Messreihen führte er an mehreren Prüfplatten mit verschiedenen Oberflächenrauheiten durch. Eine Kopplung zu seinem vorab aufgestellten Berechnungsmodell fand jedoch nicht statt [7].

Milberg stellte grundlegende Beziehungen zwischen einem Vakuumbreifer und einem beliebigen Handhabungsobjekt auf. Es wurden die wichtigsten Parameter bei der Kraftübertragung dargestellt sowie eine Betrachtung bei unsymmetrischer Lastverteilung durchgeführt. Zudem wurde eine kurze Darstellung zu den Evakuierzeiten des Vakuumerzeugers aufgeführt und Empfehlungen zur Auswahl der erforderlichen Vakuumpumpe gegeben [67].

Zusätzlich zu Untersuchungen des Verhaltens unter Vertikal- und Horizontalbelastung, stellte Radtke erstmals eine Berechnungsmethodik zur Kipp- und Torsionsbeanspruchung von Vakuumbreifern vor. Das Ziel seiner Arbeit war die Beschreibung des Verformungsverhaltens der verwendeten Vakuumbreifer und das damit verbundene Eigenschwingverhalten des Systems. Die Oberflächen der fiktiven Handhabungsobjekte nahm er als konstant, plan und ideal glatt an. In seinem Berechnungsprogramm berücksichtigte er die Beschleunigungsfunktion des Handhabungsgerätes sowie die zur Berechnung erforderlichen Kennzahlen, wie Feder- und Dämpferkoeffizienten der eingesetzten Elastomere [85].

Becker führte die bisherigen Arbeiten bzw. Ansätze von Kaulins und Kaulinja, Braun sowie Radtke fort. Im Vordergrund seiner Untersuchungen stand die Betrachtung der Zusammenhänge zur maximal übertragbaren Kraft parallel zum Greifobjekt in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren. Er ging dabei davon aus, dass sich das Handhabungsgerät in alle Richtungen bewegen kann und berücksichtigte alle statischen und dynamischen Einflüsse. Das gesamte Handhabungssystem unterteilte er in die Teilsysteme Handhabungsgerät, Greifsystem und Handhabungsobjekt. Aus der Momentengleichgewichtsbedingung am Handhabungsobjekt konnte der erforderliche Reibkoeffizient bestimmt werden, der als Richtwert für die Auswahl des Vakuumbreiferwerkstoffes herangezogen werden kann [4].

In direkter Anlehnung an das Modell von Becker führte Seevers weitere Untersuchungen mit Vakuumbreifern der Bauform A durch. Er übernahm die grundlegenden Ansätze von Becker zur Entwicklung und zum Aufbau eines Kletterroboters. Mit Hilfe des von ihm

modifizierten Modells konnten die erforderlichen Vakuumgreiferkräfte und -durchmesser berechnet werden [94].

Schmierer beschrieb erstmals die Reibung zwischen dem Elastomer des Vakuumgreifers und der Oberfläche des Handhabungsobjektes. Er griff hierbei auf die Reibungstheorie von Uetz und Wiedemeyer zurück, die die Reibkraft in einen Adhäsions- und Deformationsanteil aufspalten [98]. Schmierer definierte den Adhäsionsanteil als Mechanismus der Kraftübertragung und vernachlässigte den Hystereseanteil. Das theoretische Berechnungsmodell ermöglichte die Ermittlung der maximal aufnehmbaren Abscherkraft bei einer gegebenen Zugbeanspruchung [91].

Liu, X. und Hammele führten Untersuchungen an einem Vakuumgreifer unter Zugbeanspruchung durch. Für die simulative Berechnung der maximal übertragbaren Zugkraft verwendeten sie die Finite-Elemente-Methode (FEM). Dabei variierten sie u.a. den Vakuumgreifer-Werkstoff sowie die Einsatztemperatur, die beide erhebliche Auswirkungen auf den Beanspruchungszustand haben. Die Zugkraft ist zudem von der Axialverschiebung des Vakuumgreifers im Abdichtbereich abhängig. Die in diesem Bereich anzusetzenden Reibkoeffizienten wurden variiert und in einer zusätzlichen Untersuchungsreihe beurteilt [60]. Horak und Novotny führten ebenfalls numerische FEM-Simulationen an Vakuumgreifern durch. Als Untergrund wurde eine glatte Glasplatte angenommen. Für die Simulation wurde ein thermoplastisches Polyurethan (TPU) angesetzt, dessen Materialkonstanten abgeschätzt und in das Berechnungsmodell überführt wurden. Es wurde lediglich das Abrissverhalten des Vakuumgreifers simuliert [36].

Simons entwickelte ein Berechnungsmodell zur Bestimmung der Kräfte auf die passiv betriebenen Haftsauggreifer eines Kletterroboters nach dem Raupenprinzip. Zur Bestimmung der Federsteifigkeit führte er Zugversuche an einem exemplarisch ausgewählten Greifer durch. Mit Hilfe des Berechnungsmodells ist es möglich das Schlupfverhalten passiv betriebener Haftsauggreifer unter Scher- und gleichzeitiger Zugbelastung zu beschreiben [95].

In den vergangenen Jahren wurden außerdem mehrere Arbeiten veröffentlicht, die sich mit dem Thema der pneumatischen Greifer beschäftigen. Diese beinhalten Untersuchungen zu passiv betriebenen Haftsauggreifern [24], analytische Modelle für Vakuumgreifer beim Einsatz von Fensterputzrobotern [59] bzw. beim Einsatz auf glatten Oberflächen [62] [63] [64] und Arbeiten zur Prototypentwicklung von Vakuumgreifern in Anlehnung an Oktopussaugnäpfe [97] [22].

2.5. Schlussfolgerungen

Vakuumgreifer werden in den unterschiedlichsten Formen und Größen auf dem Markt angeboten. Es liegen ausführliche Arbeiten zum Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern vor. Detailliertere Untersuchungen in den wissenschaftlichen Arbeiten finden i.d.R. an einem Standard-Vakuumgreifer der Bauform A statt. Lediglich Schmierer betrachtet in seiner Arbeit einen Vakuumgreifer der Bauform F. Arbeiten, die das Kraftübertragungsverhalten der Bauform E beschreiben, sind nicht Stand der Wissenschaft. Als wesentlicher Einflussfaktor bei der Kraftübertragung von Vakuumgreifern wurde die Oberflächenrauheit erkannt. Lediglich Braun, Becker und SeEVERS führen Experimente an verschiedenen Oberflächen durch. Eine Kopplung mit deren Berechnungsmodellen findet jedoch nicht statt.

Schmierer geht als einziger auf diese Thematik ein. Er approximiert die wahre Kontaktfläche mit Kugeln. Experimentelle Untersuchungen führt er aber nicht durch. Der Einfluss der Temperatur wird grundsätzlich von Radtke sowie von X. Lui und Hammele erkannt und in den entsprechenden Berechnungsmodellen integriert. Der Werkstoff der eingesetzten Vakuumgreifer wird in beinahe allen wissenschaftlichen Arbeiten als wesentlicher Faktor betrachtet, der zur Kraftübertragung bei einer Beanspruchung senkrecht und parallel zum Greifobjekt beiträgt. Deshalb wurden i.d.R. Untersuchungen durchgeführt, um das Elastomer über Feder- bzw. Dämpfungskoeffizienten oder anderer materialabhängiger Konstanten mit den Modellen zu koppeln. In keiner wissenschaftlichen Arbeit wurde jedoch auf das Elastomer im Detail eingegangen. Die Elastomereigenschaften sind nicht nur vom Basispolymer, sondern in erheblichem Maße von den Füllstoffen sowie von den Zusatzstoffen abhängig. Es wurden keine Elastomeranalysen durchgeführt, sodass die experimentell gewonnenen Parameter nicht als allgemeingültige Größen betrachtet werden dürfen. Ein Überblick über die bisher durchgeführten wissenschaftlichen Arbeiten kann den Tabellen 2.4 und 2.5 entnommen werden.

Wie die Voruntersuchungen mit Vakuumgreifern in Kapitel 2.1.4 zeigen, werden in der Praxis Angaben zu den Reibkoeffizienten μ gemacht, die nicht der Realität entsprechen. Mit den handelsüblichen Vakuumgreifern konnten wesentlich höhere Werte für den Reibkoeffizienten generiert werden im Vergleich zu den vom Hersteller angegebenen Werten. Außerdem wird das Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern der Bauform E in wissenschaftlichen Arbeiten nicht beschrieben. Großes Potenzial bietet demnach die detailliertere Betrachtung von Vakuumgreifern der Bauform E. Diese kommen vor allem bei Spezialanwendungen zum Einsatz, bei denen hohe Abscherkräfte aufgrund von parallel zum Greifobjekt anfallenden Lasten übertragen werden müssen. In den folgenden Kapiteln sollen daher gezielt die wesentlichen Einflussfaktoren, wie z.B. die Oberflächenrauheit, die Temperatur und das verwendete Elastomer, die den Reibkoeffizienten wesentlich beeinflussen, näher untersucht werden. Zudem ist es aufgrund des modularen Aufbaus der Bauform E möglich, Elastomerreibeinlagen mit unterschiedlichen Geometrien zu untersuchen. Es wird von einer Krafterhöhung aufgrund der Strukturierung der Reibeinlage (Formschluss) ausgegangen. Ziel ist es, die wesentlichen Einflussfaktoren in einem Modell laut Gleichung (1.1) zu vereinen, um bei gegebenen Rahmenbedingungen korrekte Angaben zu dem Reibkoeffizienten μ machen zu können.

Tabelle 2.4.: Teil 1: Durchgeführte Untersuchungen mit Vakuumgreifern nach [95]

	Betracht. Lastfall			Untersuchung		Ergebnisse			Vakuumgreiferbetrieb		Bauform					
	Zug	Schub	Zug & Schub	Experimentell	Modell	Abrissverhalten	Kraft-Weg-Charakteristik	Reibkoeffizient	Aktiv	Passiv	A	B	C	D	E	F
Kaulins, I. A.; Kaulinja, Z. S. (1979)			X		○				X		X					
Braun, D. (1989)			X	X	X	X		X	X		X	X	X	X		
Milberg, J.; Götz, R. (1990)			X		○				X							
Radtke, M. (1992)	X	X		X	X	X	X		X		X	X	X	X		
Becker, R. (1993)			X	X	X	X			X		X	X	X	X		
Seevers, J. (2000)			X	X	X	X			X		X					
Schmierer, G. (2001)			X	X	X	X			X							X
Horak, M.; Novotny, F. (2002)	X			•	•	X			X		‡					
Liu, X.; Hammele, W. (2002)	X			•	•	X	X		X		‡					
Simons, F. (2006)			X	X	X	X	X			X	‡					

- X Untersuchungen wurden durchgeführt
• Durchführung einer FEM-Simulation
○ Theoretische Betrachtung durch Kräftegleichgewichte
‡ Ähnliche Bauform (Bauform geringfügig abweichend)

Tabelle 2.5.: Teil 2: Durchgeführte Untersuchungen mit Vakuumgreifern

	Einfluss Oberflächenrauheit			Einfluss Temperatur		Einfluss Elastomer			Einfluss Reibeinlagengeometrie	
	Variation Oberflächenrauheit	Oberflächenanalyse	Kopplung mit Modell	Variation Temperatur	Kopplung mit Modell	Variation Elastomer	Elastomeranalyse	Kopplung mit Modell	Variation Reibeinlagengeometrie	Kopplung mit Modell
Kaulins, I. A.; Kaulinja, Z. S. (1979)										
Braun, D. (1989)	X					X				
Milberg, J.; Götz, R. (1990)										
Radtke, M. (1992)				X	X	X		X		
Becker, R. (1993)	X					X		X		
Seevers, J. (2000)	X					X		X		
Schmierer, G. (2001)			X					X		
Horak, M.; Novotny, F. (2002)								X		
Liu, X.; Hammele, W. (2002)				X	X	X		X		
Simons, F. (2006)								X		

X Untersuchungen wurden durchgeführt

3. Elastomere als wesentlicher Bestandteil von Vakuumgreifern

Elastomere sind wesentlicher Bestandteil eines Vakuumgreifers. Sie werden eingesetzt, um die entstehenden Reibkräfte zu übertragen sowie den Wirkraum effektiv abzudichten (vgl. Abbildung 2.6b). Um die Reibwirkung eines Elastomers beim Einsatz in Vakuumgreifern richtig einordnen zu können, werden zunächst der Aufbau von polymeren Werkstoffen sowie die Besonderheiten beim Aufbau eines Elastomers erläutert. Nachfolgend werden die viskoelastischen Eigenschaften von Elastomeren, d.h. die starke Temperatur- und Zeitabhängigkeit dieser Werkstoffe, beschrieben. Beide Abhängigkeiten können im Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip zusammengefasst werden. Dadurch ist es möglich, den gleichsinnigen Einfluss von Zeit und Temperatur auf das viskoelastische Verhalten von Polymeren zu beschreiben. Die Wirkung von Füllstoffen, mit denen man gezielt die Eigenschaften eines Elastomers beeinflussen kann, wird in einem letzten Abschnitt aufgezeigt.

3.1. Aufbau von Elastomeren

Polymere Werkstoffe sind aus langkettigen Makromolekülen aufgebaut. Die Basis bilden Kohlenwasserstoffe, die sich zu Monomeren zusammensetzen. Durch eine Aneinanderreihung der Monomere, die auch Polymerisation genannt wird, bilden sich die Makromoleküle. Monomere sind chemische Verbindungen. Durch entsprechende Wahl der Monomere können die Eigenschaften des Polymers gezielt beeinflusst werden. Abhängig vom Monomer entstehen bei der Polymerisation unterschiedliche räumliche Strukturen [1]. Diese beinhalten entweder lineare, verzweigte oder vernetzte Makromolekülketten (vgl. Abbildung 3.1) [98].

Der Ausgangsstoff für die Herstellung eines Elastomers ist Kautschuk, ein unvernetztes Polymer. Die Makromolekülketten des Kautschuks liegen in linearer, räumlicher Knäuelstruktur vor. Auch bei Raumtemperatur verändern die Molekülketten ihre Gestalt und nehmen dabei zufällig gewickelte Neuansordnungen, entsprechend dem energetisch favorisierten bzw. amorphen¹ Zustand, an [57]. Die Makromoleküle können sich relativ ungehindert und voneinander unabhängig gegeneinander bewegen. Die Bewegungen werden lediglich durch physikalische Behinderungen, wie z.B. lösbare oder eingefangene Verschlaufungen, gestört [92]. Unter Einwirkung einer permanenten äußeren mechanischen Kraft reduziert sich die Anzahl an Neuansordnungen, und die polymeren Ketten werden in Richtung der Deforma-

¹Amorph ist ein Festkörper, dessen molekulare Bestandteile nicht in Kristallgittern angeordnet sind. Es liegt eine mehr oder weniger ausgeprägte Nahordnung zwischen den Teilchen vor. In einem amorphen Festkörper gibt es keine Fernordnung (regelmäßiger Aufbau des Basisgitters), wie sie kristalline Festkörper aufweisen.

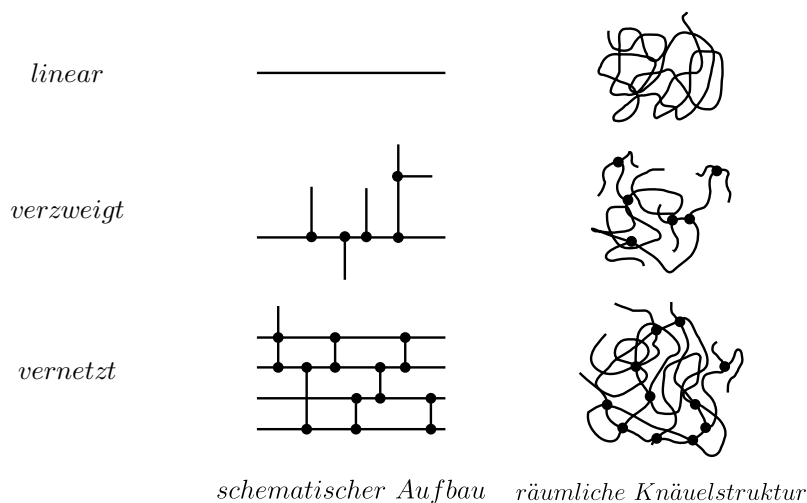


Abbildung 3.1.: Lineare, verzweigte und vernetzte Makromolekülketten nach [98]

tion ausgerichtet. Als Resultat erhält man eine bleibende plastische Verformung. Elastomere bestehen aus weitmaschig vernetzten Kettenmolekülen. Sie unterscheiden sich dadurch, dass sie große elastische Verformungen ertragen können. Bei Dehnung werden die verschlauften Kettenmoleküle in Richtung der aufgebrachten Kraft orientiert, wobei ein vollständiges Abgleiten aufgrund der Vernetzungen nicht möglich ist. Die Wirkung von Vernetzungspunkten ist schematisch in Abbildung 3.2 dargestellt [98]. Die nur wenigen Vernetzungspunkte bewirken ein Rückfedern der Ketten, die anschließend wieder völlig zufällige Positionen einnehmen.

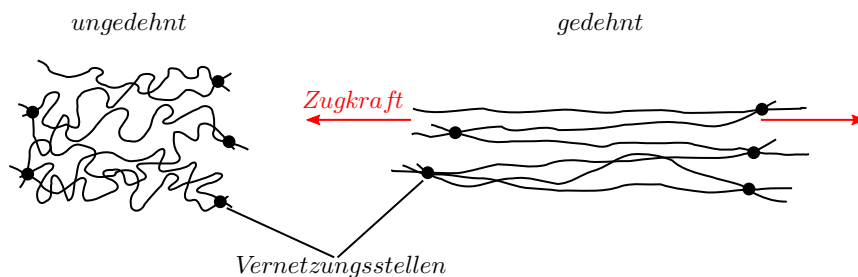


Abbildung 3.2.: Wirkung von Vernetzungspunkten im gummielastischen Zustand (relaxiert und gedehnt) von Elastomeren nach [6]

Mit dem Begriff Vulkanisation bezeichnet man das Verfahren zur Herstellung von Elastomeren aus Kautschuk [89]. Hierbei findet eine chemische Umwandlung statt. Der vorwiegend plastische Kautschuk geht dabei in den gummielastischen Zustand über. Es findet eine Vernetzung, d.h. eine Brückenbildung zwischen den Makromolekülen an reaktionsfähigen Stellen, statt. Die Makromoleküle werden gegeneinander fixiert, wodurch zusätzlich zu den physikalischen noch chemische Behinderungen hinzugefügt werden. Die kovalente Brückenbildung zwischen den Molekülketten kann auf verschiedene Arten erfolgen. Die gebräuchlichste Variante ist die Vernetzung mit Schwefel. Hierbei bilden sich Schwefelbrücken aus mehreren Schwefelatomen zwischen den Kettenmolekülen. Die zweithäufigste Variante beruht auf der Reaktion des Kautschuks mit Radikalen. Die Vernetzung erfolgt mittels

Peroxiden. Dabei erfolgt eine direkte Verbindung der Kettenmoleküle an den Netzknoten [92]. Im Deutschen werden vernetzte Kautschuke auch als Gummi bezeichnet. Die Begriffe „Elastomer“ und „Gummi“ beschreiben demnach also das gleiche Material.

3.2. Viskoelastische Eigenschaften

Elastomere sind weder Festkörper noch Flüssigkeit. Vielmehr besitzen sie Merkmale beider Materialklassen [92]. Sie können sich auf der einen Seite wie ein elastisches Material, wie z.B. ein Stahl, und auf der anderen Seite wie ein viskoser Werkstoff, wie z.B. Öl, verhalten [99]. Elastomere gehören wie alle Polymerwerkstoffe zur Gruppe der viskoelastischen Stoffe. Wird ein Elastomer verformt, finden sowohl elastische als auch viskose Prozesse statt. Bei einer rein elastischen Verformung kommt es zunächst zu einer Speicherung, gefolgt von einer Abgabe der Energie bei Entlastung. Der Zyklus erfolgt reversibel. Bei viskosen Prozessen wird die geleistete Arbeit in Wärme umgewandelt. Elastomere zeigen vor allem aufgrund der viskosen Mechanismen starke Zeit- und Temperaturabhängigkeit. Die elastischen und viskosen Beiträge zur Verformung können bei Elastomeren je nach Verformungsgeschwindigkeit und Temperatur unterschiedlich sein [89].

3.2.1. Temperaturabhängigkeit von Elastomeren

Die Temperaturabhängigkeit von Elastomeren kann anschaulich am Verlauf des Schubmoduls (G) dargestellt werden (vgl. Abbildung 3.3). Der Verlauf kann in vier Bereiche aufgeteilt werden, in denen das Elastomer bestimmte Eigenschaften aufweist. Im *energieelastischen Bereich* (I), d.h. bei niedrigen Temperaturen, verhalten sich Elastomere wie amorphe Festkörper. Die Polymerketten sind nicht in der Lage, Positionswechsel durchzuführen, wodurch sich das Elastomer glasartig hart verhält und eine hohe Energieelastizität aufweist. Wird die Temperatur erhöht, so kommt es zu einer Erweichung und zu einer steigenden Mobilität der Polymerketten. Die Temperaturabhängigkeit ist besonders im Übergangsbereich (II) zum entropieelastischen² Bereich ausgeprägt. Dieser Bereich wird als *Glasumwandlungsbereich* bezeichnet. Die zuvor noch eingefrorenen amorphen Polymerketten tauen immer mehr auf, und der Schubmodul nimmt ab. Die verknäulten Molekülketten lassen sich bei steigender Temperatur durch Dehnung immer einfacher gegeneinander verschieben, wobei sie bei Entlastung zunächst wieder den verknäulten, ungeordneten Zustand anstreben. Die Ketten verhalten sich also entropieelastisch [1]. Gekennzeichnet wird dieser Bereich von einer charakteristischen Temperatur, der Glasübergangstemperatur T_g . Die Glasübergangstemperatur stellt den Wendepunkt zum *entropieelastischen Bereich* (III) dar. Die Kettensegmente sind in diesem Bereich sehr beweglich. Das entropieelastische Plateau entspricht dem Anwendungsbereich von Elastomeren. Oberhalb der Glas-temperatur lassen sich Elastomere auf ein Vielfaches (bis zu 300-500 %) ihrer ursprünglichen Abmessungen elastisch deformieren. Nach Entlastung nehmen sie ihre alte Form beinahe vollständig wieder an. Ihr Volumen bleibt dabei nahezu konstant [92]. Bis zum Bereich IV,

²Die Entropie ist eine thermodynamische Zustandsfunktion. Sie ist ein Maß für den Unordnungsgrad eines betrachteten Systems.

in dem die Zersetzung der Elastomere stattfindet, zeigen Elastomere selbst bei sehr hohen Temperaturen nur geringe plastische Verformbarkeit auf.

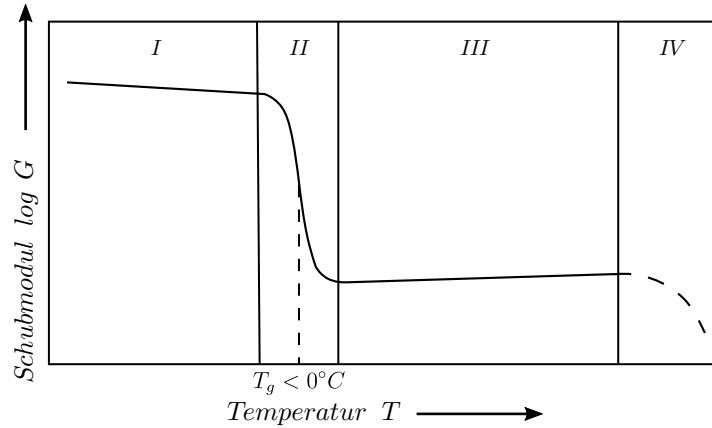


Abbildung 3.3.: Schematische Darstellung der Temperaturabhängigkeit des Schubmoduls G von Elastomeren nach [89]

3.2.2. Zeitabhängigkeit von Elastomeren

Ein Elastomer ist ein viskoelastischer Werkstoff. Betrachtet man die zeitunabhängige Komponente, d.h. die uniaxiale Dehnung eines isotropen³, inkompressiblen Festkörpers, so lässt sich diese mit Hilfe des Hookeschen Gesetzes folgendermaßen beschreiben [105]:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx} &= E \cdot \epsilon_{xx} \\ \sigma_{yy} &= E \cdot \epsilon_{yy} \\ \sigma_{zz} &= E \cdot \epsilon_{zz}\end{aligned}\quad (3.1)$$

Demnach ist σ_{yy} die Spannung, die senkrecht an einer Fläche A_y angreift und durch eine Normale in y-Richtung aufgetragen werden kann (siehe Abbildung 3.4 links). Die Größe E wird als Elastizitätsmodul⁴ bezeichnet. Sie stellt als Proportionalitätskonstante eine materialspezifische Größe dar und wird in der Einheit [Pa] angegeben. Bei einer uniaxialen Dehnung in y-Richtung ergibt sich demnach für die Spannung σ_{yy} , die Deformation ϵ_{yy} sowie den E-Modul E [106]:

$$\sigma_{yy} = \frac{F_{yy}}{A_y}; \quad \epsilon_{yy} = \frac{\Delta L_{yy}}{L_{yy}}; \quad E = \frac{\sigma_{yy}}{\epsilon_{yy}} \quad (3.2)$$

Wird der isotrope Festkörper auf reine Scherung beansprucht, so ergeben sich analog zu

³Ein Körper heißt isotrop, wenn all seine physikalischen Eigenschaften richtungsunabhängig sind. Gase sind demnach immer isotrop, Kristalle dagegen nie [105].

⁴Während im deutschsprachigen Raum für den Elastizitätsmodul kurz auch der Begriff E-Modul verwendet wird, wird dieser im Englischen auch als Youngscher Modul, benannt nach dem englischen Arzt und Physiker Thomas Young, bezeichnet.

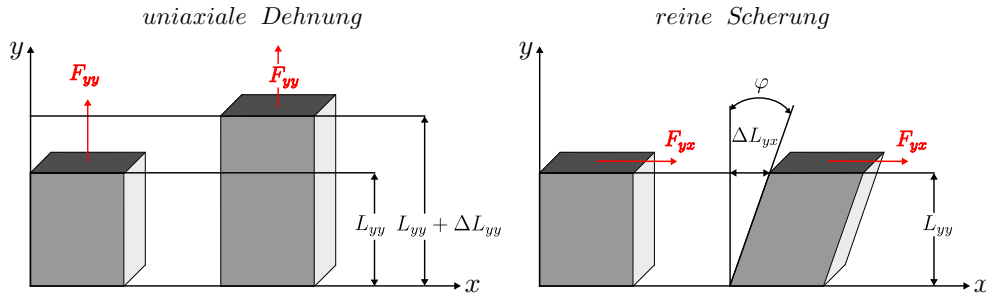


Abbildung 3.4.: *Uniaxiale Dehnung und reine Scherung bei einem isotropen elastischen Körper nach [105]*

Gleichung (3.1) die in Gleichung (3.3) angegebenen Beziehungen [105]:

$$\begin{aligned}\tau_{yx} &= G \cdot \gamma_{yx} \\ \tau_{xz} &= G \cdot \gamma_{xz} \\ \tau_{yz} &= G \cdot \gamma_{yz}\end{aligned}\quad (3.3)$$

Die Proportionalitätskonstante G wird als Schubmodul bezeichnet und stellt wie der E-Modul eine materialspezifische Größe dar, dessen Einheit ebenfalls in [Pa] angegeben wird. Bei einer reinen Scherung in x-Richtung ergibt sich demnach für die Spannung τ_{yx} , die Deformation γ_{yx} sowie den Schubmodul G [106]:

$$\tau_{yx} = \frac{F_{yx}}{A_y}; \quad \gamma_{yx} = \frac{\Delta L_{yx}}{L_{yy}}; \quad G = \frac{\tau_{yx}}{\gamma_{yx}} \quad (3.4)$$

Für isotrope, inkompressible Festkörper können der Elastizitätsmodul E und der Schubmodul G miteinander verbunden werden. Für das Verhältnis beider Moduln kann vereinfacht geschrieben werden [19]:

$$E = 3 \cdot G \quad (3.5)$$

Die zeitabhängige Komponente kann mit Hilfe der idealen newtonschen Flüssigkeit erklärt werden. Hier besteht eine Proportionalität zwischen Spannung und Deformationsgeschwindigkeit. Wird eine Flüssigkeit, die zwischen zwei Platten angeordnet ist, geschert, so bildet sich aufgrund der Wandhaftung der Flüssigkeit ein Geschwindigkeits- und Schergefälle aus. Die Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}_{yx}$, d.h. die zeitliche Änderung der Scherdeformation, ist proportional zur wirkenden Scherspannung τ_{yx} . Die Proportionalitätskonstante η wird als Viskosität bezeichnet. Sie hat die Einheit [Pa · s]. Die Viskosität kann als Widerstand einer Flüssigkeit gegen eine Scherbeanspruchung verstanden werden [106].

$$\eta = \frac{\tau_{yx}}{\left(\frac{d\gamma_{yx}}{dt}\right)} = \frac{\tau_{yx}}{\dot{\gamma}_{yx}} \quad (3.6)$$

Die mechanisch-dynamischen Eigenschaften eines linear viskoelastischen⁵ Elastomers kön-

⁵Im linear viskoelastischen Bereich ist die Beziehung zwischen Spannung und Deformation rein linear.

nen über das Materialverhalten beim Anlegen einer kleinen, periodischen Beanspruchung beschrieben werden. Bei einer rein sinusförmigen Beanspruchung besteht die Antwort des Materials weiterhin aus einem sinusförmigen Signal gleicher Frequenz, das jedoch mit einer bestimmten Phasenverschiebung auftritt. Als Reaktion auf eine sinusförmige Deformation

$$\gamma(t) = \hat{\gamma}_0 \cdot \sin(\omega t) \quad (3.7)$$

erhält man ein zeitverzögertes Spannungssignal

$$\tau(t) = \hat{\tau}_0 \cdot \sin(\omega t + \delta) \quad (3.8)$$

mit der Deformationsamplitude $\hat{\gamma}_0$, der Spannungsamplitude $\hat{\tau}_0$, der Anregungskreisfrequenz ω und der Phasenverschiebung δ zwischen dem Deformations- und Spannungssignal (vgl. Abbildung 3.5 links). Die Phasenverschiebung kann Werte zwischen 0 (idealer iso-

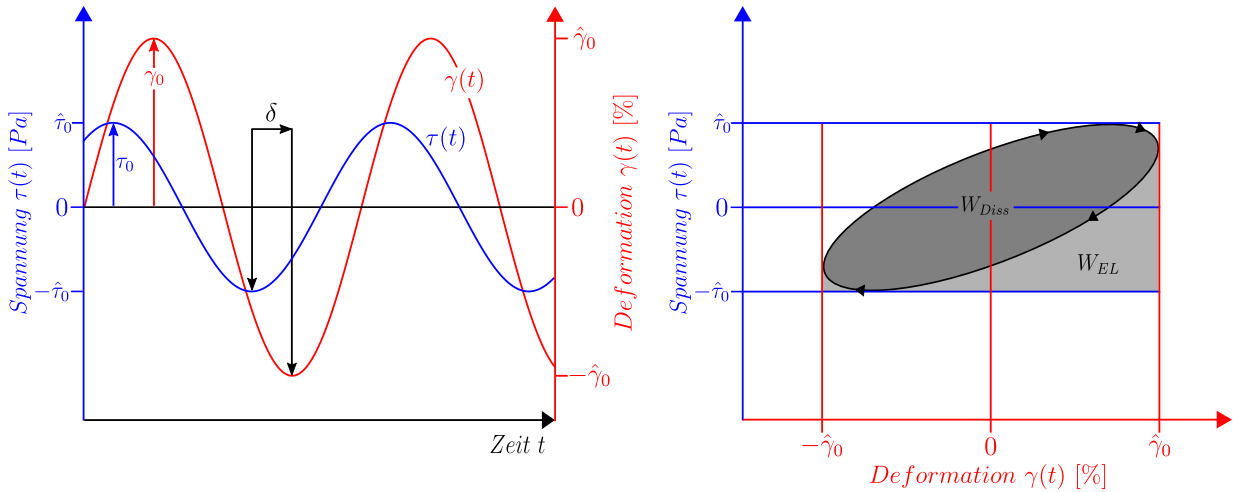


Abbildung 3.5.: Sinusförmige periodische Deformation und Hystereseverhalten eines linear viskoelastischen Elastomers nach [105]

tropen Festkörper) und 90° (ideale Flüssigkeit) annehmen. Bei einem Phasenwinkel δ von 90° zwischen Deformation und Spannung wird die gesamte Energie dissipiert, während bei einem Phasenwinkel δ von 0 die gesamte Energie elastisch gespeichert wird. Bei der Deformation eines linear viskoelastischen Elastomers wird nur ein Teil der eingebrachten Energie gespeichert, der Rest wird in Wärme umgewandelt. Das Spannungssignal kann mit Hilfe von Gleichung (3.8) in einen elastisch gespeicherten sowie in einen irreversibel dissipierten Anteil aufgeteilt werden (vgl. Gleichung (3.9)) [105].

$$\begin{aligned} \tau(t) &= \hat{\tau}_0 \cdot \sin(\omega t + \delta) \\ &= \underbrace{\hat{\tau}_0 \cdot \cos(\delta) \cdot \sin(\omega t)}_{\text{gespeicherter Anteil}} + \underbrace{\hat{\tau}_0 \cdot \sin(\delta) \cdot \cos(\omega t)}_{\text{dissipierter Anteil}} \end{aligned} \quad (3.9)$$

Der Schubmodul kann ebenfalls in zwei Anteile aufgeteilt werden. Der Anteil, der einen Phasenwinkel δ von 0 aufweist, heißt Speichermodul G' . Der Anteil, der bei einer Phasenverschiebung δ von 90° vorliegt, wird als Verlustmodul G'' bezeichnet. Für das in Gleichung

(3.9) angegebene Spannungssignal ergibt sich nachfolgender Zusammenhang [37]:

$$\tau(t) = \hat{\gamma}_0 \cdot G' \cdot \sin(\omega t) + \hat{\gamma}_0 \cdot G'' \cdot \cos(\omega t) \quad (3.10)$$

mit $G' = \frac{\hat{\tau}_0}{\hat{\gamma}_0} \cdot \cos(\delta)$ und $G'' = \frac{\hat{\tau}_0}{\hat{\gamma}_0} \cdot \sin(\delta)$

Die während einer sinusförmigen Deformation elastisch gespeicherte Energie und die dissipierte Energie können der schematischen Darstellung auf der rechten Seite der Abbildung 3.5 entnommen werden. Wie aus Gleichung (3.11) entnommen werden kann, ist der Speichermodul G' proportional zur elastisch gespeicherten Energie W_{EL} , und der Verlustmodul G'' ist proportional zur dissipierten Energie W_{Diss} [105].

$$W_{EL} = V \cdot G' \cdot \hat{\gamma}_0^2 ; \quad W_{Diss} = V \cdot \pi \cdot G'' \cdot \hat{\gamma}_0^2 \quad (3.11)$$

Der Einfachheit halber wird der Schubmodul in komplexer Schreibweise dargestellt. Mit Hilfe dieser Definition wird aus dem Schubmodul G der komplexe Schubmodul G^* , der sich aus den beiden Komponenten des Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') in der komplexen Ebene zusammensetzen lässt (vgl. Gleichung (3.12) bzw. Abbildung 3.6).

$$G^* = G' + i \cdot G'' \quad (3.12)$$

Der komplexe Elastizitätsmodul ergibt sich analog zum komplexen Schubmodul mit Hilfe der einfachen Beziehung aus Gleichung (3.13).

$$E^* = E' + i \cdot E'' \quad (3.13)$$

Unter Zuhilfenahme von Gleichung (3.5) können die Beziehungen aus Gleichung (3.14) und Gleichung (3.15) abgeleitet werden. [105]

$$E^* = 3 \cdot G^* = 3 \cdot G' + 3 \cdot i \cdot G'' \quad (3.14)$$

$$E' = 3 \cdot G' ; \quad E'' = 3 \cdot G'' \quad (3.15)$$

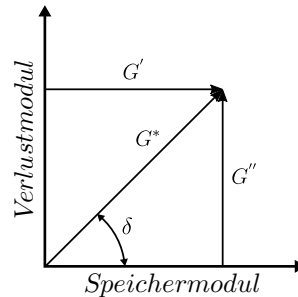


Abbildung 3.6.: Vektordarstellung des komplexen Schubmoduls G^* nach [105]

3.3. Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip

Um den dynamischen Modul eines Elastomers zu bestimmen, werden, wie in Kapitel 3.2.2 beschrieben, dynamisch-mechanische Messungen bei einer bestimmten Frequenz unter verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Das dynamische Verhalten der Elastomere kann durch Relaxationsprozesse im Elastomer erklärt werden. Die Beweglichkeit der Polymerketten ist durch chemische und physikalische Behinderungen eingeschränkt. Es steht außerdem nur ein bestimmtes freies Volumen zur Verfügung, in dem sich die Polymerketten frei bewegen können. Durch Erhöhung der Temperatur steht immer mehr freies Volumen zur Verfügung. Zudem ist eine weitere Besonderheit erkennbar. Eine Verringerung der Temperatur ist gleichbedeutend mit einer Erhöhung der Frequenz. Das viskoelastische Verhalten lässt sich dadurch über weite Zeit- und Frequenzbereiche aus Untersuchungen bei verschiedenen Temperaturen zusammensetzen. Da jedoch aufgrund technischer Grenzen der Messapparatur lediglich Untersuchungen mit Frequenzen bis ca. 10^2 Hz möglich sind, werden die in der Praxis notwendigen Moduln bei höheren Frequenzen mit Hilfe des Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzips, das von den Herren Williams, Landel und Ferry aufgestellt wurde, ermittelt [102].

Die Elastomerreibung wird durch hohe bis sehr hohe Frequenzen bestimmt. Mit Hilfe des Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzips sind Vorhersagen der Traktionseigenschaften von Elastomeren möglich, die in den Bereichen praktischer Relevanz liegen. Die bei unterschiedlichen Temperaturen gemessenen Modulkurven werden auf der logarithmischen Frequenzachse horizontal verschoben. Man erhält die temperaturabhängigen Verschiebungsfaktoren a_T , die die originalen Messwerte durch Multiplikation auf die Masterkurve transformieren [92]. Die Masterkurven der Moduln können dadurch über einen Frequenzbereich von mehreren Dekaden dargestellt werden.

$$\log a_T = \frac{-c_1 (T - T_{ref})}{c_2 + (T - T_{ref})} \quad (3.16)$$

Gleichung (3.16) lässt sich dazu nutzen, die nach Masterung erhaltene Kurve auf Konsistenz zu überprüfen, wobei die WLF-Gleichung lediglich für einen Temperaturbereich von bis zu 100 K oberhalb der Glasübergangstemperatur Anwendung findet. Die Parameter c_1 und c_2 sind materialspezifische Konstanten. Die gewählte Temperatur T_{ref} entspricht der Referenztemperatur, die i.d.R. der späteren Einsatztemperatur entspricht und nicht verschoben wird.

3.4. Füllstoffe

Füllstoffe werden entsprechend der Wechselwirkung mit dem Kautschuk in verstärkende (aktive) und inaktive bzw. passive Füllstoffe eingeteilt [89]. Aktive Füllstoffe zeichnen sich durch Partikelgrößen zwischen 10 und 100 nm aus. Durch die Wechselwirkung mit der Kautschukmatrix verändern sie die viskoelastischen Eigenschaften des Elastomersystems. Aktive Füllstoffe erhöhen die Viskosität und die Härte und verbessern das Bruchverhalten sowie den Abrieb. Passive Füllstoffe haben Partikelgrößen zwischen 500 und 1000 nm. Sie verdünnen die Kautschukmatrix. Manche Eigenschaften nehmen dadurch ab (z.B. Reißfestigkeit),

während andere Eigenschaften, wie z.B. die Verarbeitbarkeit positiv beeinflusst werden [23]. Die Verstärkung beschreibt die Summe aller Kautschuk-Füllstoff-Wechselwirkungen, die die mechanischen und dynamischen Eigenschaften eines Elastomersystems verändern. Die technisch wichtigsten Gruppen von Füllstoffen sind Ruße und Kieselsäure-Füllstoffe (Silica). Die Füllstoffpartikel schließen sich im Vulkanisat zu Aggregaten bzw. Agglomeraten zusammen, die wiederum ein Füllstoffnetzwerk ausbilden und somit zur Steifigkeit beitragen. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Elastomeren verändert sich bereits bei der Zugabe geringer Füllstoffmengen. Die linke Darstellung in Abbildung 3.7 zeigt den schematischen Einfluss von Füllstoffen auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten.

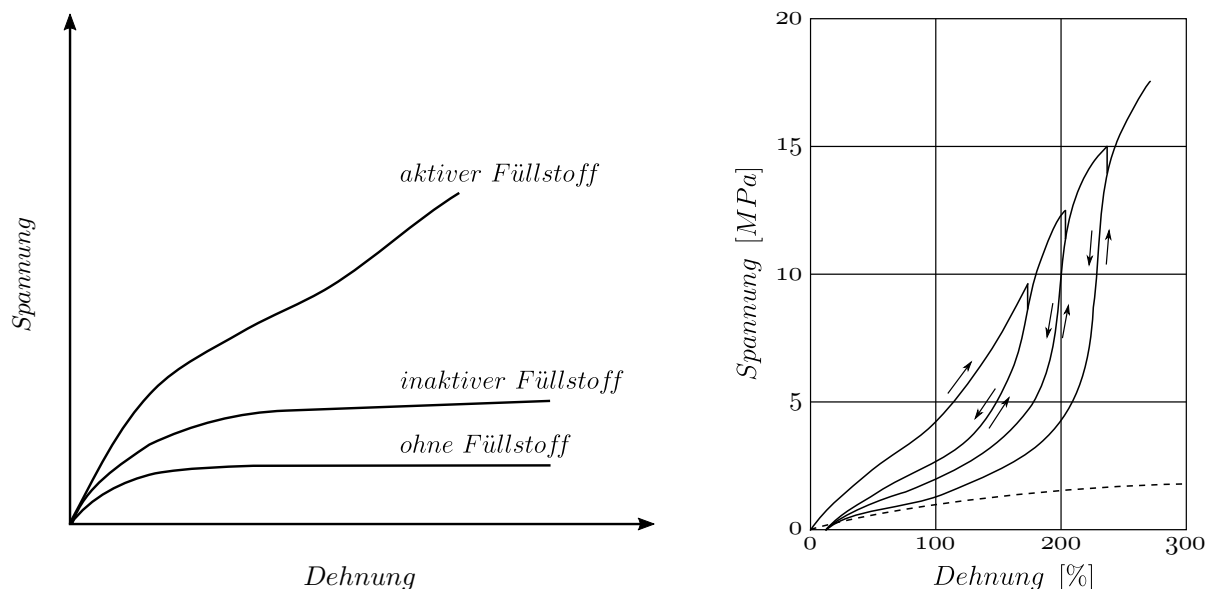


Abbildung 3.7.: Schematische Darstellung des Einflusses verschiedener Füllstoffe auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Elastomeren nach [70] (links) und Spannungserweichung eines gefüllten Elastomers mit 100 phr Kautschuk und 60 phr N 330 nach [89] (rechts)

Mit Zunahme der Füllstoffmenge wächst die Steifigkeit und die Hysterese. Allerdings treten auch Spannungserweichungseffekte auf. Wird ein gefülltes Elastomer zyklisch deformiert, so wird bereits beim zweiten Zyklus eine geringere Rückstellkraft gemessen als für den ersten Zyklus (vgl. rechte Darstellung in Abbildung 3.7). Dieses Verhalten wird auch als Mullins-Effekt bezeichnet und wird mit dem Zusammenbruch des Füllstoff-Füllstoff-Netzwerkes, dem Abgleiten der Kautschuksegmente von der Füllstoffoberfläche und dem Bruch überspannter Netzketten erklärt [49].

Bei einer dynamischen Beanspruchung ist die gemessene Rückstellkraft nicht nur von der Frequenz, sondern auch von der Deformationsamplitude abhängig. Der Einfluss der Verformung auf den Speichermodul G' wurde von Payne ausführlich untersucht und wird deshalb auch als Payne-Effekt bezeichnet [72] [73] [74] [75] [76]. Wie bereits beschrieben, bilden bei rußgefüllten Mischungen die dreidimensional agglomerierten Rußteilchen ein Netzwerk in der Gummimatrix aus. Das Rußnetzwerk hält schwachen Deformationen aufgrund von Van-der-Waals-Kräften noch stand. Kleine Dehnungen (ca. 5-6 % bei rußgefüllten Systemen) reichen jedoch schon aus, um das Netzwerk aufzubrechen. Beim Aufbrechen wird Energie dissipiert. Das Aufbrechen des Füllstoffnetzwerkes zeigt sich im

Experiment durch Auftreten eines Maximums des Verlustmoduls G'' und dem Absinken des Speichermoduls G' im Modul-Dehnungs-Diagramm (siehe linke Darstellung in Abbildung 3.8). Mit steigender Verformung nimmt der Speichermodul deutlich ab. Die Differenz zwischen dem Anfangs- (G'_0) und Endwert (G'_∞) wird als Beitrag des Füllstoffnetzwerkes zur Verstärkung interpretiert. Bei kleinen Verformungen wird der Modulwert überwiegend von den Füllstoff-Füllstoff-Wechselwirkungen bestimmt, während bei großen Verformungen nur noch die hydrodynamische Verstärkung und die Füllstoff-Polymer-Wechselwirkungen einen Beitrag liefern [99]. Die hydrodynamische Verstärkung beruht auf dem nicht deformierbaren Füllstoff, aus dem ein bestimmter Volumenanteil eines gefüllten Werkstoffes besteht. Bei gleicher makroskopischer Verformung vollziehen die Kettenmoleküle größere Verformungen als im ungefüllten Zustand. Dieser Effekt konnte an Lösungen gezeigt werden, bei denen durch Zugabe von sphärischen Füllstoffpartikeln eine Erhöhung der Viskosität erzeugt wurde [30]. Der schematische Verlauf der Deformationsabhängigkeit des Speichermoduls G' bei gefüllten Elastomeren ist in der rechten Darstellung in Abbildung 3.8 zu sehen.

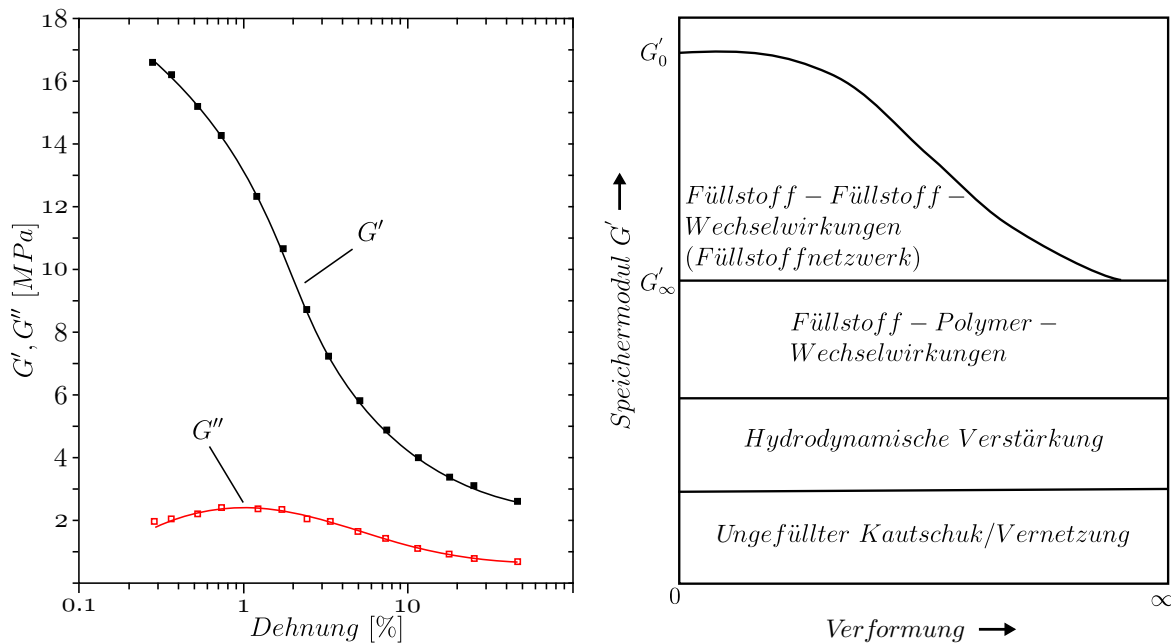


Abbildung 3.8.: Speicher- und Verlustmodul in Abhängigkeit der Dehnung einer mit 80 phr Ruß gefüllten SBR-Probe nach [5] (links) und Deformationsabhängigkeit des Speichermoduls gefüllter Elastomere nach [99] (rechts)

Die in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse wurden mit Mischungen erzielt, bei denen verschiedene Rußtypen verwendet wurden. Deshalb werden im Nachfolgenden auch lediglich der Aufbau und die Wirkung verschiedener Ruße beschrieben. Der in Elastomermischungen eingesetzte Ruß besteht größtenteils aus Kohlenstoff. Ca. 90 % des heutzutage hergestellten Rußes wird mit dem Furnace-Verfahren hergestellt [93]. Dabei wird ein Öl-Gasgemisch bei hoher Temperatur in einen Reaktor gesprüht, wo es dispergiert. Anschließend kondensiert der atomare Kohlenstoff zu Flüssigkeitströpfchen, d.h. er bildet Primärteilchen, die sich zu Primäraggregaten zusammenschließen. Erst durch Carbonisierung entstehen letztendlich feste Aggregate. Die Primärteilchen selbst bestehen aus kleinen, gegeneinander verkippten

ten Kristalliten, die wiederum aus beinahe ebenen graphitähnlichen Schichten bestehen. Die Primärrußpartikel liegen nicht als separate Teilchen vor, sondern bilden immer zusammengesintert Primäraggregate aus, die die kleinste im Kautschuk dispergierbare Einheit darstellen [23] und die durch starke Bindungen (z.B. kovalente Bindungen) zusammengehalten werden. Mehrere Aggregate bilden zusammen Agglomerate (Cluster), die durch schwache Van-der-Waals-Bindungen zusammengehalten werden. Dadurch wird ein mechanisches Zerstören der Agglomerate möglich (vgl. Abbildung 3.9).

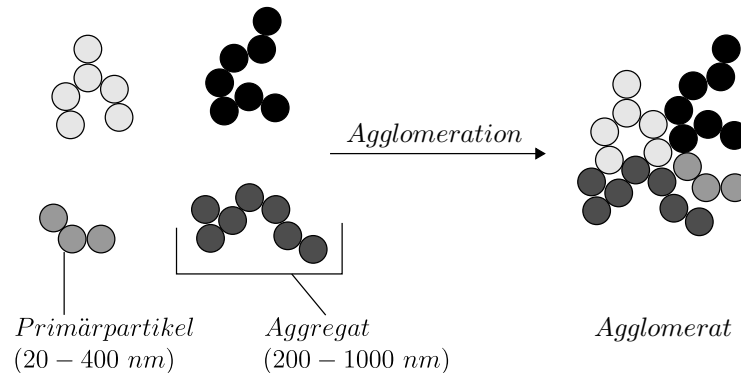


Abbildung 3.9.: Schematische Darstellung des strukturellen Aufbaus von Rußagglomeraten nach [23]

Bei der Herstellung des Rußes können mehrere Einflussgrößen, wie z.B. die Temperatur im Reaktor oder die Zusammensetzung des Öl-Gasgemisches, variiert werden. Dadurch können beinahe beliebig unterschiedliche Rußpartikel hergestellt werden [5]. Ruße werden u.a. nach der am weitesten verbreiteten ASTM-Klassifizierung charakterisiert, wobei in erster Linie die Primärpartikelgröße, der mittlere Aggregatdurchmesser und die spezifische Oberfläche der Primäraggregate von Bedeutung sind. Eine Auflistung der gängigsten Standardruße und deren Eigenschaften ist in Tabelle 3.1 gegeben.

Tabelle 3.1.: Teilchengröße, Aggregatgröße und Rußklassifizierung nach ASTM D 1765 [89]

ASTM- Bezeichnung	Partikel- durchmesser [nm]	Mittl. Aggregat- durchmesser [nm]	CTAB- Oberfläche [m ² /g]	BET- Oberfläche [m ² /g]	DBP-Zahl [ml/100 g]
N 110	18	85	126	143	98
N 220	21	k.A.	111	119	100
N 234	20	97	119	126	100
N 330	30	133	83	83	88
N 550	56	240	42	42	88
N 650	61	271	38	38	87
N 660	67	283	35	35	75
N 990	285	436	9	9	40

Zur Klassifizierung verwendet man einen Code aus drei Ziffern. Der Buchstabe N in der Bezeichnung N 220 steht für eine normale Vulkanisationsrate oder normal vernetzend, d.h. das Vulkanisationsverhalten wird durch den Ruß nicht beeinflusst. Die erste Zahl beschreibt

die Primärpartikelgröße. Ein Ruß N 2xx hat demnach einen mittleren Partikeldurchmesser von 20-29 nm. Die letzten beiden Ziffern geben Auskunft über die Aggregatstruktur des Rußes. Hochstrukturierte bzw. hochverzweigte Ruße haben große Zahlen. Demgegenüber stehen niedrigstrukturierte Ruße mit kleinen Zahlen (vgl. Abbildung 3.10).

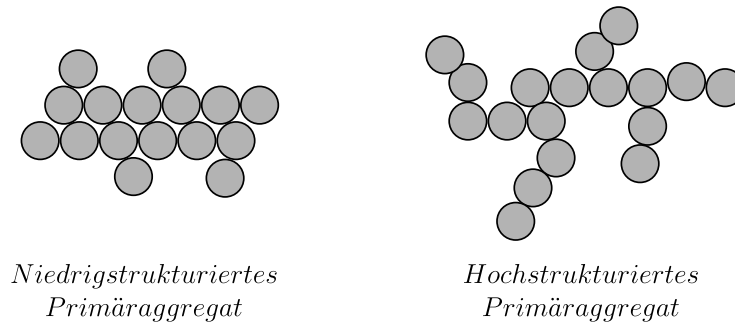


Abbildung 3.10.: Schematische Darstellung der Struktur von Rußaggregaten nach [5]

Die spezifische Oberfläche wird mit Hilfe der Transmissionselektronenmikroskopie bzw. über verschiedene Adsorptionsmethoden bestimmt. Als Adsorbentien kommen Stickstoff, Cetyltrimethylammoniumbromid (CTAB) und Jod zum Einsatz. Wird Stickstoff eingesetzt, so wird die Oberfläche nach der Adsorptionsmethode von Brunauer, Emmet und Teller (BET) bestimmt. Die Adsorption von CTAB und Jod erfolgt in einer wässrigen Lösung. CTAB-Moleküle sind ähnlich wie Kautschukmoleküle relativ groß, wodurch die CTAB-Zahl die kautschukwirksame Oberfläche gut widerspiegelt. Bei der DBP-Zahl ermittelt man das Leervolumen in den Zwischenräumen der Aggregate einer Rußprobe. Zur Bestimmung der DBP-Zahl wird Dibutylphthalat als Titrationsflüssigkeit eingesetzt. Unter ständigem Rühren wird das Drehmoment des Rührers gemessen. Das Drehmoment steigt an, sobald alle Zwischenräume der Aggregate mit DBP gefüllt sind. Je höher die DBP-Zahl, desto mehr DBP wird in den Zwischenräumen der Aggregate eingelagert. Diese Methode ermöglicht es, Aussagen über den Aggregationsgrad des Rußes zu treffen [23] [5].

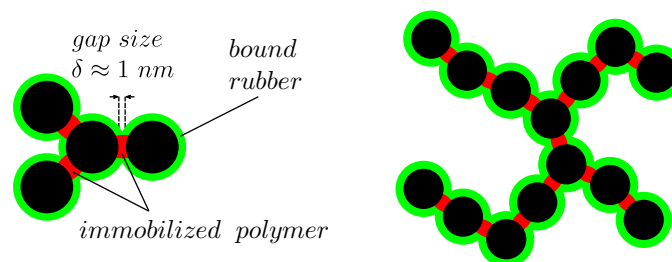


Abbildung 3.11.: Schematische Darstellung von glasartigen Brücken resultierend aus zwischen Füllstoff-Partikeln eingeschlossenem Polymer (links) und eines sich daraus ergebenden Füllstoff-Netzwerks (rechts) nach [23]

Die Menge an Kautschuk, die bei der unvulkanisierten Füllstoff-Kautschukmischung am Ruß adsorbiert bleibt und die die Füllstoff-Partikel umhüllt, wird *bound rubber* bezeichnet. Die Menge des adsorbierten Kautschuks hängt wie zuvor beschrieben von der Oberflächenaktivität und der Agglomeratstruktur des Füllstoffes ab. Außerdem bestehen große Abhängigkeiten zwischen Aufbau des Polymers, dem Mischverfahren und der Mischtemperatur

[12], [13], [104], [100]. Zwischen den Füllstoff-Partikeln sind Lücken mit eingeschlossenem Polymer vorhanden, die sich aufgrund der starken Polymer-Füllstoff-Anziehung bilden. In diesen Lücken ist das Polymer stark immobilisiert, wodurch glasartige Brücken ausgebildet werden, die sich für die Kraftübertragung durch das Füllstoff-Netzwerk verantwortlich zeigen (vgl. Abbildung 3.11) [46], [66], [65], [55]. Für die mechanische Stabilität des Füllstoffes innerhalb der Elastomermatrix wird die Perkolationsschwelle herangezogen, bei der sich die Agglomerate zu einem Füllstoffnetzwerk zusammenschließen. Diese Schwelle ist erreicht, sobald ein letztes, einzelnes Agglomerat die komplette Matrix miteinander verbindet. Die Wahrscheinlichkeit, diese Schwelle zu erreichen, kann vorab berechnet werden. Dadurch ist es möglich, die erforderliche Menge an Füllstoff für einen gegebenen Kautschuk zu ermitteln. Aufgrund der Perkolation wird das Elastomer zudem elektrisch leitfähig [11]. Mit Hilfe von dielektrischen Messungen kann somit die Lückenbreite δ zwischen den Füllstoff-Partikeln, die bei ca. 1 nm liegt, bestimmt werden.

Zur Veranschaulichung der zuvor beschriebenen Zusammenhänge sollen nachfolgend Ergebnisse durchgeführter Untersuchungen aufgezeigt werden. Böhm führte Untersuchungen mit SBR-Mischungen und unterschiedlicher Ruße (N 115, N 220 und N 339) durch. Der Speichermodul ist bei kleinen Amplituden umso größer, je kleiner das Rußpartikel ist (vgl. Abbildung 3.12). Bei sehr großen Amplituden lassen sich die Kurven der unterschiedlichen Ruße nicht mehr auseinanderhalten.

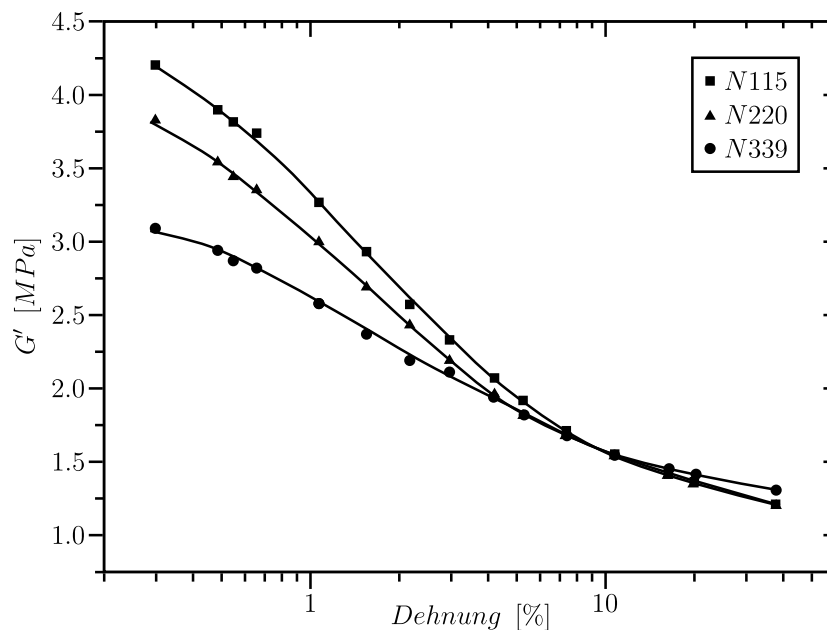


Abbildung 3.12.: Speichermodul G' in Abhängigkeit der Dehnung für Ruße mit unterschiedlicher Primärteilchengröße (SBR-Mischungen mit N 115, N 220 und N 339) nach [5]

Fritzsche führte Untersuchungen mit S-SBR-Proben (Lösungs-SBR) durch, die mit unterschiedlichen Rußkonzentrationen gefüllt waren. Die deformationsabhängigen Messungen wurden mit 0, 20, 30, 35, 40, 50, 60 und 70 phr N 339 durchgeführt. Mit steigender Rußkonzentration nimmt der Speichermodul G' stark zu, während die mit 0 phr gefüllte Probe einen nahezu deformationsunabhängigen Verlauf von G' zeigt (vgl. Abbildung 3.13). Wie bereits zuvor beschrieben, ist der Speichermodul nur bei kleinen Amplituden dehnungs-

unabhängig. Oberhalb einer kritischen Deformation nimmt der Speichermodul ab, und es zeigt sich das typische Verhalten des Payne-Effekts, bei dem mit zunehmender Dehnung die Füllstoff-Füllstoff-Verbindungen zerstört werden. Bei kleinen Deformationen wird der

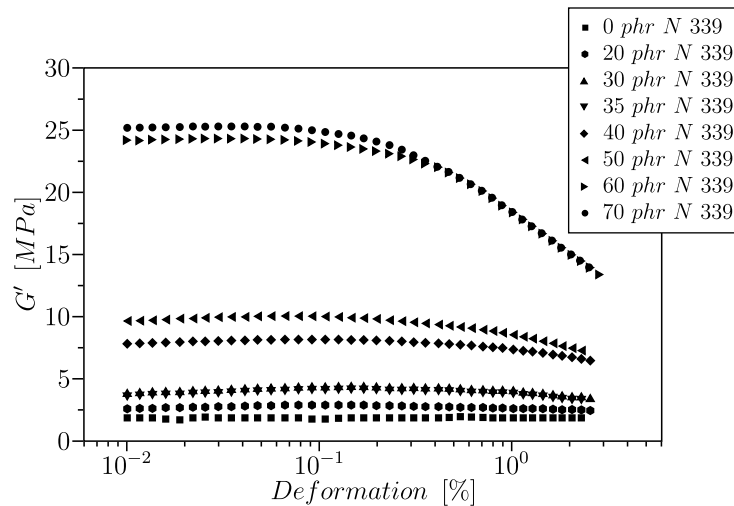


Abbildung 3.13.: Dehnungsabhängige Messungen des Speichermoduls (G') von S-SBR-Proben gefüllt mit 0, 20, 30, 35, 40, 50, 60 und 70 phr N 339 ($T = 25^\circ\text{C}$, $f = 1\text{ Hz}$) nach [23]

Speichermodul durch das Füllstoff-Netzwerk dominiert, während ab der kritischen Deformation die Verbindungen zwischen den Füllstoff-Agglomeraten (Cluster) aufgebrochen werden und es zu einer Zerstörung des Füllstoff-Netzwerkes kommt. Der Verlustmodul G'' nimmt analog zum Speichermodul G' mit zunehmender Füllstoffkonzentration ebenfalls zu. Entgegen dem Speichermodul G' nimmt der Verlustmodul G'' bei Erhöhung der Deformation zunächst zu und durchläuft anschließend ein Maximum (vgl. Abbildung 3.14). Bei größeren Deformationen fällt der Verlustmodul G'' wieder ab. Payne führt dieses Verhalten auf den Bruch und die Neubildung des Füllstoff-Netzwerkes zurück. Die Neubildung des

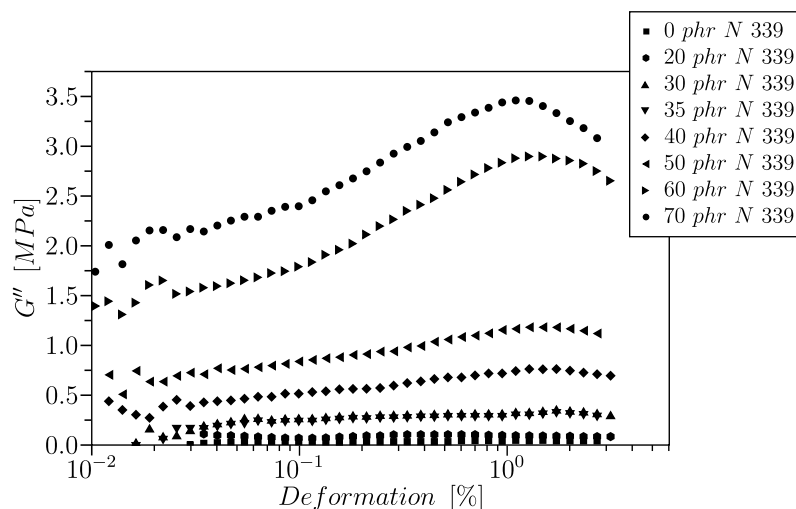


Abbildung 3.14.: Dehnungsabhängige Messungen des Verlustmoduls (G'') von S-SBR-Proben gefüllt mit 0, 20, 30, 35, 40, 50, 60 und 70 phr N 339 ($T = 25^\circ\text{C}$, $f = 1\text{ Hz}$) nach [23]

Füllstoff-Netzwerkes ist ab einer bestimmten Deformation nicht mehr möglich, wodurch der Verlustmodul nach Erreichen des Maximums stark abnimmt. Bei sehr hohen Amplituden ist das Füllstoff-Netzwerk vollständig zerstört. [23]

3.5. Fazit

Elastomere werden in Vakuumgreifern einerseits zur Übertragung entstehender Reibkräfte und andererseits zur effektiven Abdichtung des Wirkraums und zur Aufrechterhaltung des erwünschten Unterdrucks eingesetzt. Während die Dichtlippe möglichst flexibel ausgebildet werden sollte, um den Wirkraum des Greifers auch bei größeren Unebenheiten abzudichten, kann die Elastomerreibeinlage in ihrer Zusammensetzung und ihrem konstruktiven Aufbau variabel gewählt werden. Abhängig vom eingesetzten Elastomer können bei der Handhabung parallel zum Greifobjekt anfallender Lasten unterschiedlich hohe Scherkräfte übertragen und dementsprechend unterschiedliche Reibkoeffizienten generiert werden.

Um das Reaktionsverhalten der Elastomerreibeinlagen beim Abscheren von Vakuumgreifern besser deuten zu können, wurde in diesem Kapitel zunächst der Aufbau von Elastomeren beschrieben. Der besondere Aufbau polymerer Werkstoffe und deren viskoelastische Eigenschaften müssen bei der Materialwahl für Elastomerreibeinlagen berücksichtigt werden. Abhängig von der späteren Einsatztemperatur der Vakuumgreifer und deren Beanspruchungsgeschwindigkeit verhalten sich die für die Reibeinlagen eingesetzten Elastomere unterschiedlich. Deshalb wurde in den Kapiteln 3.2.1 und 3.2.2 auf die starke Temperatur- und Zeitabhängigkeit von Elastomeren eingegangen und beschrieben, wie beide Abhängigkeiten mit Hilfe des Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzips kombiniert werden können (vgl. Kapitel 3.3).

Des Weiteren beeinflussen Füllstoffe erheblich das dynamische Verhalten der Elastomere. Deshalb erfolgte in Kapitel 3.4 die Einteilung der Füllstoffe in aktive und passive Füllstoffe. Ob der Füllstoff eine verstärkende Wechselwirkung mit dem Basispolymer eingeht, hängt in erster Linie von der Partikelgröße des eingesetzten Füllstoffs ab. Wie der Füllstoff Ruß hergestellt wird und wie die Klassifizierung der einzelnen Rußtypen erfolgt, wurde ebenfalls in diesem Kapitel beschrieben. Auf dieser Grundlage wurden Ergebnisse durchgeführter Untersuchungen mit unterschiedlichen Rußtypen bzw. Rußkonzentrationen aufgezeigt. Die vorgestellten Untersuchungen beschreiben das Reaktionsverhalten rußgefüllter Systeme bei dynamischer Beanspruchung.

Um lediglich die Auswirkung des Füllstoffs auf das Reaktionsverhalten der Elastomerreibeinlagen beim Abscheren der Vakuumgreifer zu untersuchen, muss auf Grundlage der zuvor vorgestellten Zusammenhänge ein möglichst aktiver bzw. passiver Füllstoff für die Untersuchungen verwendet werden. Eine klare Zuordnung der Ergebnisse kann jedoch nur erfolgen, wenn bei der Mischungszusammensetzung das gleiche Basispolymer und eine identische Grundrezeptur verwendet werden. Nur dann können die Messergebnisse auf das Wechselwirkungsverhalten des Rußes mit dem Polymer zurückgeführt werden.

4. Gummireibungstheorien

Um das Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern bei der Handhabung parallel zum Greifobjekt anfallender Lasten gemäß Gleichung (1.1) beschreiben zu können, werden in diesem Kapitel grundlegende Modelle zur Reibphysik sowie Beispiele durchgeführter Arbeiten vorgestellt. Nachfolgend werden, ausgehend von einem kurzen Exkurs in die Geschichte der Tribologie, die verschiedenen Wirkmechanismen der Gummireibung vorgestellt. Von wesentlicher Bedeutung sind die beiden Wirkmechanismen der Hysterese und der Adhäsion, die als Hauptkomponenten der Gummireibung betrachtet werden können. Auf Grundlage dieser werden die pionierhaften Untersuchungen von Grosch und aktuelle Arbeiten von Persson, Klüppel und Heinrich sowie von Le Gal vorgestellt.

4.1. Grundlegende Modellvorstellungen

Die ersten Zusammenhänge zur Reibung zweier Körper wurden von Leonardo da Vinci in seinem Codex Madrid I (1495) formuliert. Demnach ist die Reibung zwischen zwei Reibpartnern unabhängig von der geometrischen Kontaktfläche und proportional zur Belastung. Diese Ansätze wurden von Charles Augustin Coulomb aufgegriffen und erweitert. In seinem Buch „Théorie des Machines Simples“ (1781) führte er die Unterscheidung zwischen Haft- und Gleitkraft ein. Coulomb war es, der erkannte, dass die Gleitreibung in einer ersten Näherung von der Gleitgeschwindigkeit unabhängig und die Haftreibung größer als die Gleitreibung ist [82]. Aus mathematischer Sicht und experimentell hatte sich früher bereits Leonard Euler mit der Reibung beschäftigt. Er war es, der das erste Mal den Reibkoeffizient μ einführte und der bis heute noch eine weit verbreitete Bezeichnung darstellt. Der auf Grundlage dieser Untersuchungen postulierte Zusammenhang ist noch heute das meist verwendete Reibungsgesetz und wird wie in Gleichung (4.1) beschrieben.

$$\mu = \frac{F_R}{F_N} \quad (4.1)$$

Wird ein Reibkörper mit einer bestimmten Geschwindigkeit v über einen starren Untergrund gezogen, so erhält man eine resultierende Reibkraft F_R bezogen auf eine Normalkraft F_N (vgl. Abbildung 4.1). Dieser Zusammenhang beschreibt viele Anwendungen der Praxis, wie z.B. Metall-Metall-Paarungen, hinreichend genau. Viskoelastische Materialien verhalten sich jedoch anders, sodass das oben beschriebene klassische Reibgesetz seine Gültigkeit verliert. Anders als zuvor angenommen, ist der Reibkoeffizient μ bei Elastomeren abhängig von der Normalkraft, der Gleitgeschwindigkeit, der Temperatur, der Oberflächenrauheit sowie vom Elastomer selbst [57].

Laut Geyer [25] [26] ergibt sich die Gesamtreibkraft aus mehreren Einzelkomponenten. Jede Komponente kann mit einem Wirkmechanismus erklärt werden, wobei alle Mecha-

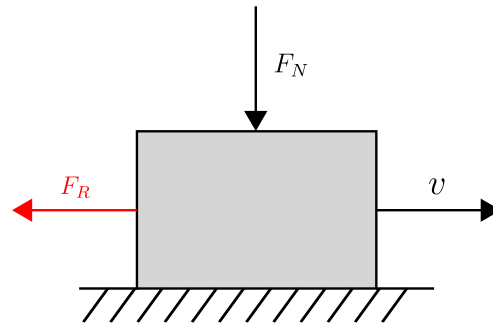


Abbildung 4.1.: Schematische Darstellung und resultierende Kräfte beim Reibprozess nach [57]

nismen zusammen den Gesamteffekt der Reibkraft hervorrufen. Die verschiedenen Einzelkomponenten interagieren miteinander und sind keinesfalls unabhängig voneinander [58]. In Anlehnung an Kummer kann die Gesamtreibkraft wie in Gleichung (4.2) beschrieben werden [25] [26]. Dementsprechend kann für den Gesamtreibkoeffizienten der Ausdruck laut Gleichung (4.3) geschrieben werden.

$$F_{\text{Gesamt}} = F_{\text{Hysterese}} + F_{\text{Adhäsion}} + F_{\text{Kohäsion}} + F_{\text{Viskos}} \quad (4.2)$$

$$\mu_{\text{Gesamt}} = \mu_{\text{Hysterese}} + \mu_{\text{Adhäsion}} + \mu_{\text{Kohäsion}} + \mu_{\text{Viskos}} \quad (4.3)$$

Um die Gleitreibung bei Elastomeren zu untersuchen, wird das Elastomer über eine starre, raue Oberfläche mit einer konstanten Geschwindigkeit bewegt. Der viskoelastische Körper wird mit einer konstanten Normalkraft F_N auf die Oberfläche gepresst. Die beiden wichtigsten Beiträge zum Gesamtreibkoeffizienten sind laut Moore die Deformation des Elastomers (Hysterese) und die Adhäsion zwischen Reibkörper und Reiboberfläche [69]. Die beiden Mechanismen sind exemplarisch in Abbildung 4.2 dargestellt.

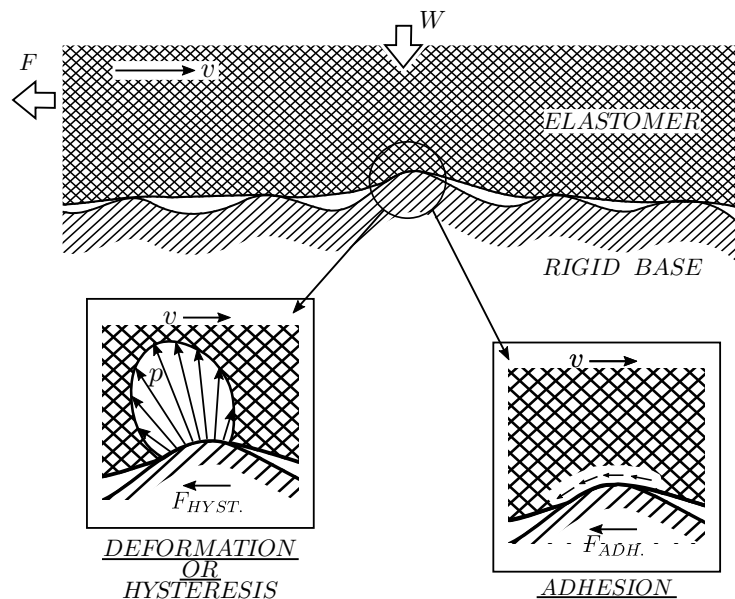


Abbildung 4.2.: Aufteilung der Reibkraft bei einem gleitenden Gummielement über eine raue Oberfläche in eine Hysterese- und Adhäsionskomponente nach [69]

Die Materialdämpfung des Elastomers ist dafür verantwortlich, dass bei einer Deformation während des Gleitvorgangs über raue Oberflächen lediglich ein Teil der aufgebrachtten Energie wieder zurückgewonnen werden kann. Die Deformationen entstehen durch Spannungen in der Kontaktzone zwischen Elastomer und rauher Oberfläche. Die Reibkraft wird also durch die dissipierte Energie hervorgerufen. Ein wesentlicher Faktor ist das Relaxationsverhalten des Elastomers. Die Relaxation ist stark zeit- bzw. geschwindigkeitsabhängig. Mit steigenden Geschwindigkeiten kann das Elastomer immer weniger relaxieren, wodurch es zu einer einseitigen Spannungsverteilung im Elastomer kommt und sich das Material eher von der Oberfläche abhebt (vgl. Abbildung 4.3) [51].

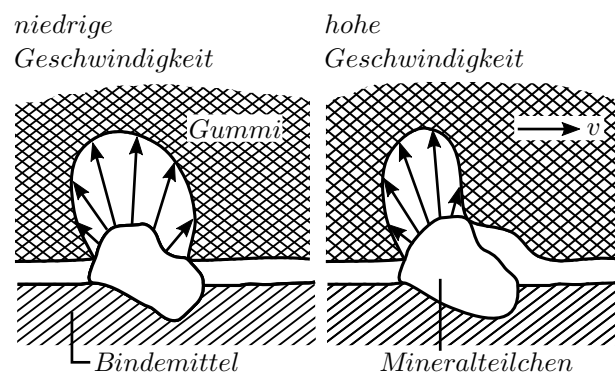


Abbildung 4.3.: Schematische Darstellung der Hysteresereibung auf rauhen Oberflächen nach [51]

Der Hystereseanteil $\mu_{Hysterese}$ des Gesamtreibkoeffizienten ist dementsprechend davon abhängig, bei welchen unterschiedlichen Frequenzen und Amplituden die Deformation stattfindet und mit welcher Geschwindigkeit der Körper bewegt wird. Mit Anstieg der Geschwindigkeit wird das Material durch höhere Frequenzen angeregt. Es ist zu erwarten, dass die Eindringtiefe und die wahre Kontaktfläche sinken [92]. Dieses Phänomen kann durch die qualitativen Überlegungen von Kummer [50] und Rieger [86] erklärt werden. Sie gehen dabei davon aus, dass bei Einleitung einer Relativbewegung das Polymer durch die sinusförmigen Erhebungen des Gegenstoffes zyklisch deformiert wird. Es sei erwähnt, dass an dieser Stelle von einem Rollkontakt ausgegangen wird, d.h. dass keine adhäsive Wechselwirkung vorliegt. Es wird lediglich die Deformation des Polymers während des Gleitprozesses betrachtet, die durch die Erhebungen hervorgerufen wird. Eine statische Belastung ($v = 0$) erzeugt im Werkstoffvolumen zunächst eine symmetrisch auftretende Druckverteilung (vgl. linke Darstellung in Abbildung 4.4). Bei Eintritt einer Relativbewegung bei moderaten Geschwindigkeiten kommt es zu einer Stauchung des viskoelastischen Werkstoffs beim Anlaufen gegen die Erhebung. Dadurch kommt es zu einer unsymmetrischen Druckverteilung. Die horizontalen Kraftkomponenten der inneren Spannung kompensieren sich nicht mehr, woraus die Hysteresereibkraft $F_{Hysterese}$ resultiert (vgl. mittlere Darstellung in Abbildung 4.4). Bei hohen Geschwindigkeiten kommt es zu einer leicht unsymmetrischen Druckverteilung, die auf das Relaxationsverhalten des polymeren Werkstoffs zurückzuführen ist. Das Polymer kann sich bei kleinen Geschwindigkeiten nach der Erhebung beinahe vollständig relaxieren. Bei hohen Geschwindigkeiten bleibt eine Restdeformation sowie eine geringere Kontaktfläche auf der bewegungsabgewandten Seite der Erhebung (Stelle f in der rechten Darstellung der Abbildung 4.4). Bei hohen Geschwindigkeiten wird die Druckverteilung zunehmend symmetrischer und die horizontalen Kraftkomponenten der inneren Spannung

gleichen sich wieder an. Folglich kommt es zu einem Abfall der Hysteresereibkraft und zu einem Abfall des Reibkoeffizienten. [98]

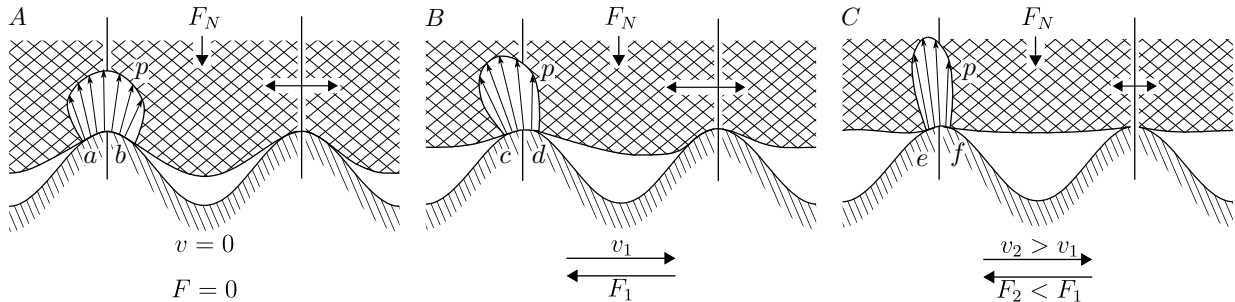


Abbildung 4.4.: Schematische Darstellung des Deformationsverhaltens eines polymeren Werkstoffes in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit nach [50]

Der Adhäsionsanteil $\mu_{\text{Adhäsion}}$ kann auf einen Prozess der Bildung und des Wiederaufbrechens von intermolekularen Bindungen, wie z.B. Van-der-Waals-Bindungen oder Wasserstoffbrückenbindungen, zurückgeführt werden (vgl. Abbildung 4.5). Die Molekülketten des Elastomers werden beim Gleitvorgang solange gedehnt, bis sie von der Oberfläche abreißen. Die Ketten entspannen sich anschließend wieder, wobei jede Kettenbewegung Dämpfungsverluste und somit thermische Effekte begünstigt. Das Abreißen der Bindungen benötigt zusätzliche Energie, wodurch die Widerstandskraft der Adhäsionskomponente entsteht. Die wahre Kontaktfläche, die nicht von einem Lubrikanten bedeckt ist, ist ausschlaggebend für die Stärke der Adhäsionsreibung. Bei glatten und ebenen Flächen und bei trockenen Bedingungen ist sie die maßgebende und dominierende Komponente. Durch ein geeignetes Zwischenmedium als Lubrikant kann die Adhäsion weitestgehend unterdrückt werden [58].

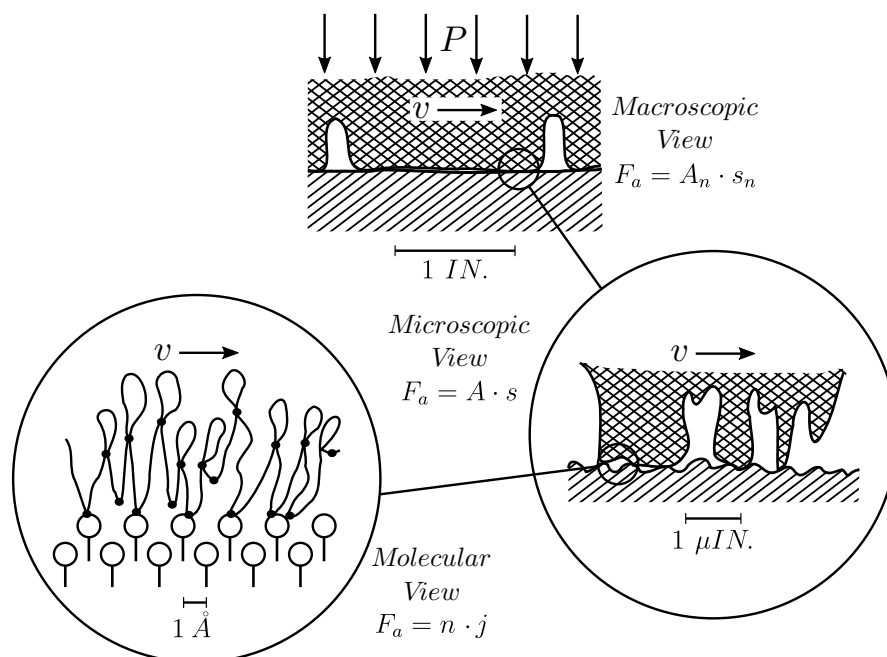


Abbildung 4.5.: Schematische Darstellung des Wirkmechanismus der Adhäsion in der Kontaktzone auf verschiedenen Längenskalen nach [50]

Die Komponente $\mu_{Kohäsion}$ beschreibt den Reibkoeffizienten der Kohäsionsreibung. Diese Komponente tritt nur auf, wenn Energie zur Bildung neuer Oberflächen verbraucht wird. Dies ist der Fall, wenn beim Reibvorgang Risse oder Ablösungen im Elastomer auftreten. Es wird angenommen, dass diese Komponente entsteht, wenn das Elastomer über harte Oberflächen mit scharfen Asperitäten gezogen wird. In vielen Fällen ist diese Komponente jedoch vernachlässigbar gering, sodass sie für weitere Betrachtungen nicht berücksichtigt werden muss.

Die viskose Reibung mit der Komponente μ_{Viskos} tritt auf, wenn ein Lubrikant zwischen den Reibpartnern wirkt und eine stabile Flüssigkeitsschicht bildet. Abhängig von der Viskosität der Flüssigkeit baut sich beim Gleitvorgang durch Scherung eine Reibkraft auf. Im Extremfall findet, wie z.B. beim Aquaplaning, eine vollständige Separation der Reibpartner statt. In diesem Fall ist die Gesamtreibkraft identisch mit der viskosen Reibkraftkomponente, und die Komponente μ_{Viskos} entspricht dem Gesamtreibkoeffizienten.

Die Komponenten der Hysterese- und Adhäsionsreibung treten uneingeschränkt auf, solange es keine viskose Zwischenschicht gibt. Wie bereits erwähnt, sind die einzelnen Komponenten nicht unabhängig voneinander. Vielmehr liegen zwischen manchen Komponenten Wechselbeziehungen vor, wie z.B. zwischen der Kohäsion und der Adhäsion. Dadurch ist auch eine Rückrechnung auf die Einzelanteile des Gesamtreibkoeffizienten nicht ohne Weiteres möglich. Die generelle Unterscheidung der einzelnen Energieverlustmechanismen wird davon jedoch nicht berührt [25].

4.2. Arbeiten zur Gummireibung und zur Reibphysik

Ausführliche Untersuchungen zum Reibverhalten von Elastomeren auf unterschiedlichen Oberflächen sowie unter verschiedenen Temperaturen wurden von Grosch durchgeführt [28]. Mit Hilfe seiner Untersuchungen war er in der Lage, temperaturabhängige Reibkurven horizontal auf der Geschwindigkeitsachse zu verschieben und dadurch Reibwert-Masterkurven zu erzeugen. Die erhaltenen Verschiebungsfaktoren konnte er mit Hilfe der WLF-Beziehung (vgl. Gleichung (3.16)) in guter Übereinstimmung validieren. Die Reibkoeffizienten können auf den glatten Oberflächen, wie z.B. auf poliertem Glas oder Stahl, Werte von über 4 erreichen [29]. Auf rauen Oberflächen, wie z.B. Schleifpapier oder gesandstrahltem Glas, erreicht der Reibkoeffizient bei Durchführung einer Trockenreibung Werte von ca. 2,5 [90]. Auf glatten Oberflächen (z.B. poliertes Glas) nimmt die Reibkurve einen glockenförmigen Verlauf an, wobei nur ein einziges Maximum zu erkennen ist (vgl. Abbildung 4.6). Grund hierfür ist die große, ebene Kontaktfläche, die das Elastomer auf der Oberfläche ausbilden kann. Das Maximum bei glatten Oberflächen wird offensichtlich von der Adhäsionsreibung hervorgerufen. Auf den rauen Oberflächen (z.B. Schleifpapier) wird das Elastomer stärker deformiert. Die beobachteten Ergebnisse werden deshalb der Hysteresereibung zugesprochen. Bei kleinen und mittleren Geschwindigkeiten ist der Adhäsionshügel zwar noch erkennbar, das Maximum wird allerdings erst zu höheren Geschwindigkeiten ausgebildet. Um diese These zu bestätigen, wurden zusätzliche Versuche durchgeführt, bei denen die Oberfläche des Schleifpapiers mit Magnesium-Pulver bestäubt wurde. Durch das Magnesium-Pulver verschwindet der Adhäsionshügel nahezu vollständig. Ist ein Lubrikant zwischen den Reibpartnern vorhanden, kann davon ausgegangen

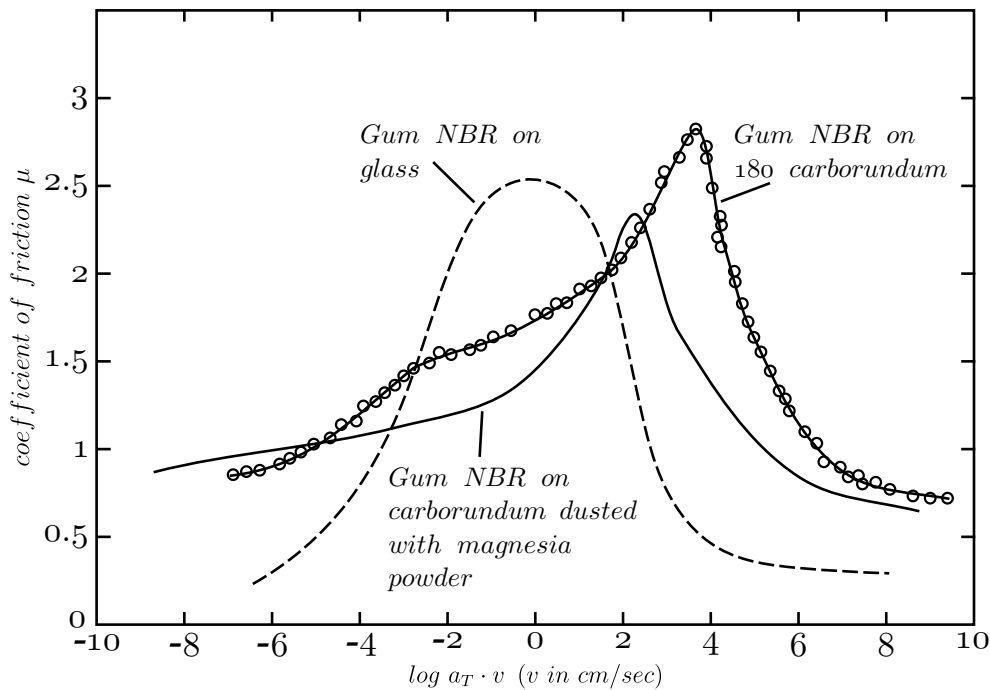


Abbildung 4.6.: Masterkurven des Reibkoeffizienten eines ungefüllten NBR auf verschiedenen Oberflächen nach [90]

werden, dass die Adhäsion nur noch geringen Einfluss auf das Reibverhalten hat. Für das tribologische Verhalten von Elastomeren ist aufgrund des viskoelastischen Stoffverhaltens die Einsatztemperatur von besonderer Bedeutung. Untersuchungen zur Temperatur- und Geschwindigkeitsabhängigkeit von mit Ruß gefüllten Elastomeren wurden u.a. von Rieger durchgeführt [87]. Er untersuchte das Reibverhalten verschiedener Materialien unter Variation der Prüfgeschwindigkeit und der Einsatztemperatur. Die Messungen wurden bei ansonsten gleichen Rahmenbedingungen durchgeführt (Verwendung einer Schleifpapieroberfläche der Körnung 120 und konstanter Anpressdruck von $p = 0,2 \text{ N/mm}^2$). Die Wer-

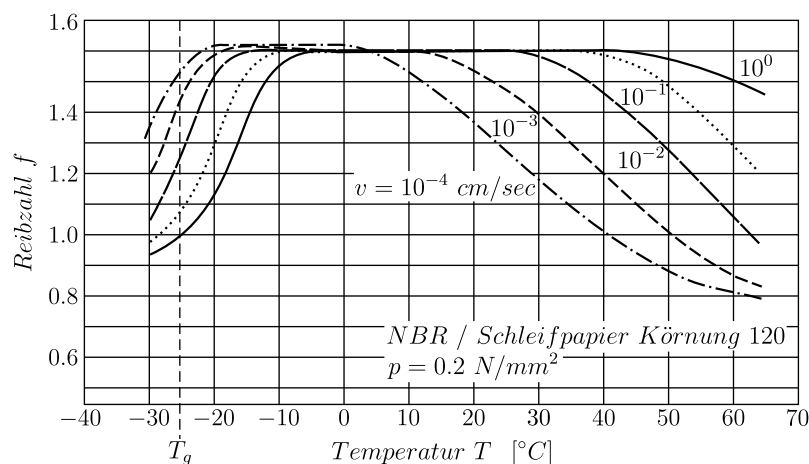


Abbildung 4.7.: Temperaturabhängigkeit der Reibzahl f eines mit Ruß gefüllten NBR bei verschiedenen Gleitgeschwindigkeiten nach [87]

te für den Reibkoeffizienten bei variabler Temperatur wurden über der Geschwindigkeit aufgetragen. Er erhielt dadurch Einzelkurven, die er zu einer einzigen Masterkurve zusammensetzen konnte. Die Temperaturabhängigkeit eines mit Ruß gefüllten NBR kann Abbildung 4.7 entnommen werden. Im Bereich der Glastemperatur T_g ist eine steile Änderung des Reibkoeffizienten erkennbar. Der Geschwindigkeitsunterschied von vier Dekaden verändert diesen Bereich nicht wesentlich. Oberhalb der Glastemperatur ergibt sich ein Plateau, dessen Bereich sich mit Erhöhung der Geschwindigkeit vergrößert. Die Reibkraft bzw. der Reibkoeffizient nimmt bei weiterer Erhöhung der Einsatztemperatur wieder ab.

Abbildung 4.8 hingegen beschreibt die Geschwindigkeitsabhängigkeit von verschiedenen Elastomeren. Grundsätzlich nimmt die Reibkraft bzw. der Reibkoeffizient bis zum Erreichen eines Maximums mit Zunahme der Geschwindigkeit zu. Der Reibkoeffizient durchläuft ein Maximum, das wiederum mit den Modellvorstellungen von Kummer [50] und Rieger [86] erklärt werden kann. Bei manchen mit Ruß gefüllten Elastomeren, wie z.B. NBR, bilden sich anstelle eines einzelnen Maximums Plateaus für den Reibkoeffizienten aus. Dies hängt damit zusammen, dass bei kleinen Geschwindigkeiten die Reibung eher auf adhäsive Effekte zurückgeführt werden kann. Bei höheren Geschwindigkeiten dominiert immer mehr die Hysterese, wobei auch diese ein Maximum ausbildet und bei sehr großen Geschwindigkeiten wieder abnimmt. Die Überlagerung beider Effekte, der Adhäsion und der Hysterese, resultiert in einem Verlauf, wie er in Abbildung 4.8 zu beobachten ist. Abhängig vom eingesetzten Werkstoff, der Einsatztemperatur und der gewählten Prüfgeschwindigkeit lassen sich unterschiedliche Charakteristika beobachten. Grundsätzlich kann jedoch festgehalten werden, dass bei höheren Temperaturen eine Verschiebung des Reibkoeffizientenmaximums zu höheren Geschwindigkeiten erfolgt [98].

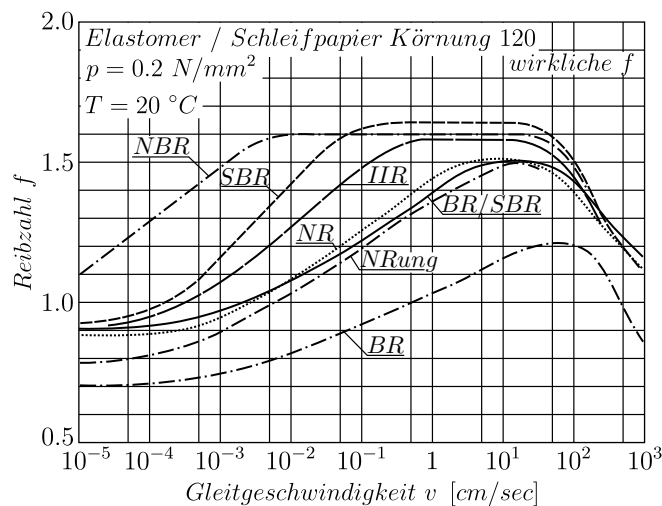


Abbildung 4.8.: Geschwindigkeitsabhängigkeit der Reibzahl f verschiedener Elastomere nach [87]

Persson betrachtet in seiner Theorie einen Gummiblock, der über eine harte, raue Oberfläche gezogen wird, die mehrere unterschiedliche Längenskalen aufweist [77]. Er geht von Oberflächen aus, die über einen weiten Bereich als selbstaffin bzw. selbstähnlich beschrieben werden können. Solche Oberflächen „sehen gleich aus“, wenn sie mit einem Skalierungsfaktor α in der xy-Ebene und einem Faktor α^H und dem Hurst-Exponenten H in z-Richtung vergrößert werden [20] [61]. Viele in der Natur vorkommende Oberflächen lassen sich mit

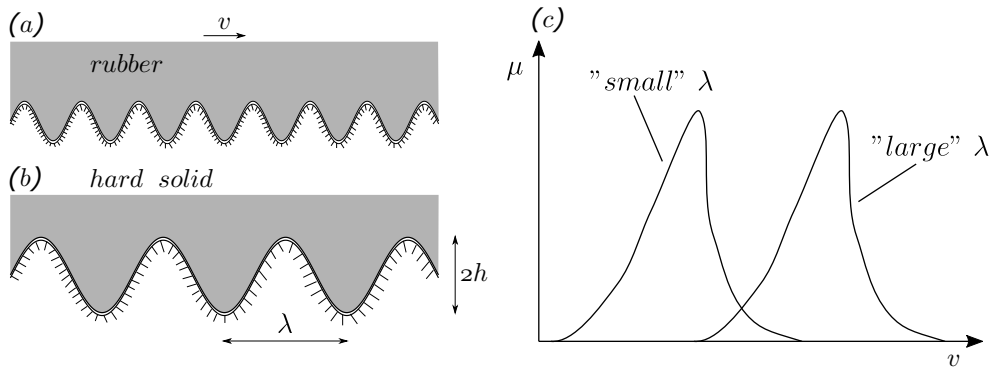


Abbildung 4.9.: Gummireibung auf harter Oberfläche für zwei unterschiedliche Rauheiten (a) und (b). Die Beiträge zur Reibung aufgrund innerer Dämpfungseffekte sind bei beiden Rauheiten identisch, da das Verhältnis von Amplitude zu Wellenlänge gleich ist. Die geschwindigkeitsabhängigen $\mu(v)$ -Kurven des Reibkoeffizienten für beide Rauheiten sind schematisch in (c) dargestellt (nach [77]).

diesem fraktalen Ansatz beschreiben. Es sei angenommen, dass der aufgebrachte Druck auf das Elastomer so groß ist, dass beide Reibpartner in vollständigem Kontakt zueinander stehen. Aus rein geometrischer Sicht ist in diesem Fall der Reibkoeffizient lediglich von dem Verhältnis der Amplitude h zur Wellenlänge λ abhängig (vgl. Abbildung 4.9 links). Der Beitrag der Oberflächenrauheit zum Reibkoeffizienten μ wird maximal, wenn die Anregungszeit $\tau = \lambda/v$ in etwa der Relaxationszeit des Elastomers entspricht. Dabei ist $1/\tau$ die Frequenz, bei der der Ausdruck $\text{Im } E(\omega)/|E(\omega)|$ maximal wird, d.h. wenn ein Maximum im Verlustmodul G'' auftritt. Persson beschreibt die Reibung als einen Prozess der inneren Dämpfung im Elastomer. Er weist deutlich darauf hin, dass die Rauheiten auf allen Längenskalen berücksichtigt werden müssen. Solange das Verhältnis h/λ konstant ist, tragen die Oberflächenrauheiten gleichermaßen zur Reibkraft bei. Die unterschiedlichen Beiträge der Rauheiten sind jedoch geschwindigkeitsabhängig. Die Geschwindigkeiten sind durch $v/\lambda \approx 1/\tau$ bestimmt, d.h. sie sind zueinander auf der Geschwindigkeitsachse verschoben (vgl. Abbildung 4.9 rechts). Perssons funktionale Beschreibung des Reibkoeffizienten kann Gleichung (4.4) entnommen werden.

$$\mu = f\left(\frac{v\tau}{\lambda}; \frac{h}{\lambda}\right) \quad (4.4)$$

Persson postuliert zudem, dass beim Gleitvorgang u.a. die auf den Spitzen der großen Rauheiten überlagerten kleinen Rauheiten einen Beitrag zur Reibung leisten. Zur Veranschaulichung kann Abbildung 4.10 herangezogen werden. Angenommen, die aufgebrachte Normalkraft auf den Gummiblock ist groß genug, um die Rauheiten mit den großen Wellenlängen zu füllen, dann ist der Druck auf die Spitzen der großen Rauheiten wesentlich höher als der Druck auf die Täler der großen Rauheiten. Die kleinen Rauheiten auf den Spitzen der großen Rauheiten können zwar noch ausgefüllt werden, der Druck ist jedoch zu gering, um die Kavitäten der kleinen Rauheiten in den Tälern der großen Rauheiten auszufüllen.

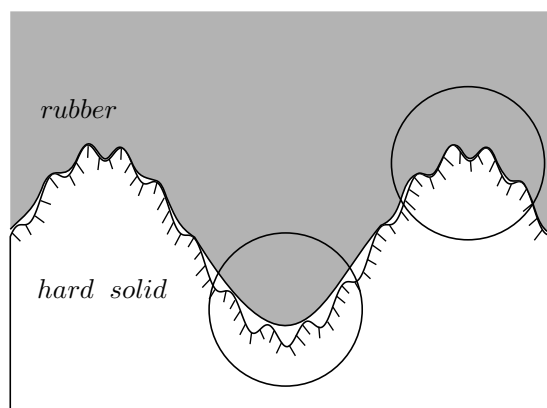


Abbildung 4.10.: Gummi gleitet über eine harte Oberfläche mit Rauheiten zweier unterschiedlicher Längenskalen. Das Gummi kann zwar die kleinen Rauheiten auf den Spitzen der großen Rauheiten ausfüllen, es kann jedoch nicht in die kleinen Kavitäten in den Tälern der großen Rauheiten gedrückt werden (nach [77]).

Bei der Beschreibung der Hysteresereibung von Elastomeren sind vor allem die Arbeiten von Heinrich [31], Heinrich et al. [32] sowie Klüppel und Heinrich [47] zu nennen. Diese bilden zusammen mit dem Ansatz von Le Gal [57] zur Beschreibung der Adhäsionsreibung die Grundlage für die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen. Die zuvor genannten Ansätze sollen nachfolgend nur kurz beschrieben werden. Eine ausführliche Beschreibung erfolgt in Kapitel 5. Klüppel und Heinrich nehmen an, dass zur Beschreibung des Reibkoeffizienten die Oberflächen in bestimmten Grenzen als selbstaffin angenommen werden können. Die Oberfläche kann dadurch mit lediglich drei Deskriptoren beschrieben werden, die aus der Höhendifferenzkorrelation entnommen werden können. Dies sind die horizontale (parallel zur Oberfläche) und vertikale (normal zur Oberfläche) Korrelationslängen (Cut-off-Längen) ξ_{\parallel} und ξ_{\perp} sowie die fraktale Dimension D . Das Längenskalenintervall, das durch eine minimale Länge λ_{min} , bei der dynamischer Kontakt stattfindet, und der Korrelationslänge ξ_{\parallel} eingespannt wird, beschreibt die Wellenlängen der Oberfläche, die das Elastomer beim Gleitvorgang anregen. Der Reibkoeffizient der Hysteresereibung wird über die im Material dissipierte Energie berechnet. Hierfür wird der frequenzabhängige Verlustmodul $E''(\omega)$ mit der spektralen Leistungsdichte der rauen Oberfläche $S(\omega)$ und der Anregungsfrequenz ω multipliziert. Dieses Produkt wird über den während des Reibprozesses angeregten Frequenzbereich von ω_{min} bis ω_{max} integriert und mit der durch den Reibprozess aktivierten mittleren Schichtdicke $\langle \delta \rangle$ des angeregten Elastomervolumens multipliziert. Der Hysteresereibkoeffizient ergibt sich, indem durch den gegebenen Anpressdruck σ_0 und die Gleitgeschwindigkeit v dividiert wird.

Auf den Ansätzen von Klüppel und Heinrich baut Le Gal auf und erweitert das Berechnungsmodell zur Hysteresereibung um die Komponente der Adhäsionsreibung. Zunächst wird mit Hilfe des Hysteresereibmodells die kleinste Länge λ_{min} , die zur Hysteresereibung beiträgt, sowie die wahre Kontaktfläche A_c ermittelt. Die Adhäsion wird anschließend mit Hilfe einer viskoelastischen Rissmodellierung beschrieben [68]. In die Modellierung geht u.a. das Verhältnis zwischen dem Speichermodul im Glaszustand E'_{∞} und dem Speichermodul im relaxierten Zustand E'_0 des eingesetzten Elastomers ein. Zudem hängt die Adhäsion vom Verhältnis der sogenannten kritischen Geschwindigkeit v_c zur aktuellen Geschwindigkeit v

und einem materialabhängigen Exponenten n , der aus dem Relaxationszeitspektrum $H(\tau)$ abgeleitet werden kann, ab.

4.3. Fazit

Um den in Kapitel 1.2 postulierten Ansatz zur Beschreibung des Reibkoeffizienten μ beim Abscheren von Vakuumgreifern modellieren zu können, wurden in Kapitel 4.1 die grundlegenden Beiträge zum Gesamtreibkoeffizienten vorgestellt. Da bei den bestehenden Gummireibungstheorien der Beitrag zum Gesamtreibkoeffizienten durch Formschluss keine Berücksichtigung findet und auch die Beiträge der Kohäsionsreibung und viskosen Reibung vernachlässigt werden, kann der Gesamtreibkoeffizient auf die beiden Hauptkomponenten der Hysterese- und Adhäsionsreibung reduziert werden. Die beiden Hauptkomponenten und deren Wirkmechanismen wurden ausführlich beschrieben.

Zudem wurden Untersuchungen zum Reibverhalten von Elastomeren auf verschiedenen Oberflächen bzw. unter Variation der Einsatztemperatur und der Schergeschwindigkeit vorgestellt. Die Untersuchungen bestätigen die in Kapitel 3.2 beschriebenen Zusammenhänge zur Temperatur- und Zeitabhängigkeit von Elastomeren. Für die Bestimmung des Reibkoeffizienten μ beim Abscheren von Vakuumgreifern müssen demnach zwingend Versuche bei variabler Temperatur und Schergeschwindigkeit durchgeführt werden. Da das Rutschen bzw. Abgleiten eines Vakuumgreifers in der Praxis nicht erwünscht ist und deshalb als weicher Faktor¹ angesehen werden kann, müssen moderate Geschwindigkeiten gewählt werden. Wie in Kapitel 4.1 beschrieben, liefert in diesem Fall, d.h. bei kleinen Geschwindigkeiten, die Adhäsion einen großen Beitrag zum Gesamtreibkoeffizienten, wobei der Beitrag der Hysterese keinesfalls vernachlässigt werden darf.

Aktuelle Gummireibungstheorien, wie diese von Perrson, Klüppel und Heinrich sowie von Le Gal, nutzen zur Beschreibung des Einflusses der Oberflächenrauheit auf den zu erwartenden Reibkoeffizienten μ die fraktale Geometrie. Sie gehen von Oberflächen aus, die über einen weiten Bereich als selbstaffin bzw. selbstähnlich beschrieben werden können. Die charakteristischen Oberflächenparameter werden in ihren Gummireibungstheorien mit den materialabhängigen Kenngrößen des Elastomers gekoppelt, wodurch die Hysterese- und Adhäsionsreibung beschrieben werden können. Die Theorien von Heinrich [31], Heinrich et al. [32] sowie Klüppel und Heinrich [47] zur Beschreibung der Hysteresereibung und der Ansatz von Le Gal [57] zur Beschreibung der Adhäsionsreibung werden in der vorliegenden Arbeit zur Modellierung des Gesamtreibkoeffizienten nach Gleichung (1.1) verwendet.

¹Weiche Faktoren beruhen häufig auf subjektiven Einschätzungen oder Messverfahren. Im Gegensatz zu den harten Faktoren, die als Kennzahlen herangezogen werden können, mangelt es bei den weichen Faktoren an Objektivität. Das Rutschen bzw. Abgleiten des Vakuumgreifers wird in der Praxis mit einem Versagen gleichgesetzt, obwohl bekannt ist, dass durch das Rutschen und somit durch Aktivierung von Deformationsprozessen höhere Kräfte übertragen werden können.

5. Modellierung der Gummireibung auf rauen Oberflächen

Grundlage für die in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen zum Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern bei einer parallel zum Greifobjekt auftretenden Belastung ist die Beschreibung der Hysteresereibung nach Heinrich [31], Heinrich et al. [32] sowie Klüppel und Heinrich [47]. Die Modellierung der Adhäsionsreibung folgt dem von Le Gal aufgestellten Berechnungsmodell [57]. Die Modellierung der einzelnen Komponenten erfolgt mit Hilfe eines fraktalen Ansatzes zur Charakterisierung der Oberflächen und mit Hilfe der Kontakttheorie von Greenwood und Williamson [27] zur Beschreibung der Kontaktbedingungen. Faktoren, die den Reibkoeffizienten maßgeblich beeinflussen, wie z.B. die Einsatztemperatur T , die Abschergeschwindigkeit v , der Füllstoff und die Oberflächenrauheit sind in den zuvor genannten Ansätzen bereits enthalten. Den bisher aufgestellten Berechnungsmodellen zur Ermittlung der Hysteresereibung und Adhäsionsreibung wird eine weitere Komponente, die einen wesentlichen Einfluss auf das Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern hat, hinzugefügt. Diese Komponente beschreibt die theoretische Erhöhung der übertragbaren Kraft bzw. des Gesamtreibkoeffizienten μ gemäß des Ansatzes in Gleichung (1.1) durch Formschluss.

5.1. Modellierung der Hysteresereibung

Nachfolgend soll zunächst auf die Modellierung der Hysteresereibung eingegangen werden. Sie beruht auf den grundlegenden Kontakttheorien nach Hertz sowie Greenwood und Williamson. Die Oberfläche wird durch einen fraktalen Ansatz beschrieben, mit dessen Hilfe durch Aufstellen der Höhendifferenzkorrelation die beiden Korrelationslängen ξ_{\parallel} und ξ_{\perp} sowie die fraktale Dimension D abgeleitet werden können. Die Oberflächenrauheit wird als selbstaffin angenommen und mittels der spektralen Leistungsdichte $S(\omega)$ zusätzlich charakterisiert. Zur Formulierung der Hysteresereibung sind weitere Größen, wie z.B. die wahre Kontaktfläche A_c oder die während des Reibprozesses dissipierte Energie $\langle \Delta \tilde{E}_{diss} \rangle$ erforderlich, die nachfolgend näher beschrieben werden.

5.1.1. Hertzische Kontakttheorie

Der Kontakt zweier elastischer Körper wurde bereits von Hertz im Jahr 1896 beschrieben [34]. Betrachtet werden zwei kugelförmige elastische Körper mit unterschiedlichen Radien R_1 und R_2 . Die beiden Körper besitzen die Elastizitätsmoduln E_1 und E_2 sowie die Poissonzahlen ν_1 und ν_2 . Werden die beiden Körper mit einer vorgegebenen Normalkraft F_N aufeinander gedrückt, so ändert sich die Berührungsstelle ausgehend von einem Punkt hin

zu einer finiten Fläche. Die finite Fläche wird durch einen Radius charakterisiert, während sich die beiden deformierten Körper über die Höhe h annähern (vgl. Abbildung 5.1).

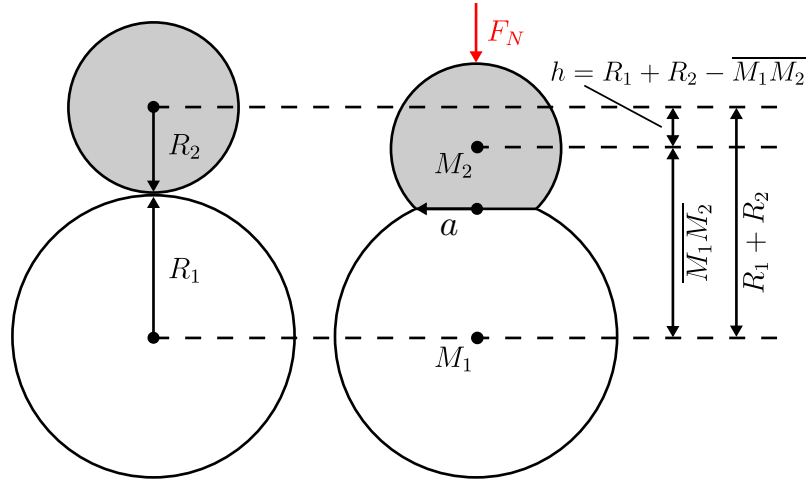


Abbildung 5.1.: Kontakt zwischen zwei Kugeln mit den Radien R_1 und R_2 nach [57] und [11]

Die Höhe h ergibt sich zu [57]:

$$h = F_N^{2/3} \cdot D^{2/3} \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^{1/3} \quad (5.1)$$

Für die Berechnung der Höhe h führt Hertz den effektiven bzw. reduzierten Elastizitätsmodul D ein, der wie folgt bestimmt werden kann [57] [11].

$$D = \frac{3}{4} \cdot \frac{1}{E'} \quad (5.2)$$

Für den resultierenden Elastizitätsmodul E' kann laut Popov folgender Ausdruck geschrieben werden [82]:

$$\frac{1}{E'} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (5.3)$$

Der Kontaktradius a der beiden sphärischen elastischen Körper ist gegeben durch [57] [11]:

$$a = F_N^{1/3} \cdot D^{1/3} \cdot \left(\frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2} \right)^{1/3} \quad (5.4)$$

Betrachtet wird nun der elastische Kontakt zwischen einem harten Körper (Substrat) mit dem Radius R_1 , dem Elastizitätsmodul E_1 und der Poissonzahl ν_1 und einem weichen Körper (Gummi) mit dem Radius R_2 , dem Elastizitätsmodul E_2 und der Poissonzahl ν_2 . Angenommen wird zudem, dass die Gummioberfläche relativ glatt ist ($R_2 \gg R_1$) und der harte Körper einen wesentlich größeren Elastizitätsmodul hat als der weiche Körper ($E_1 \gg E_2$). Die Zusammenhänge können dadurch vereinfacht werden. Befinden sich die beiden Körper in Kontakt, dann entspricht die Eindringhöhe h der Differenz zwischen der Summe $R_1 + R_2$ und der Strecke $\overline{M_1M_2}$ und kann gemäß Gleichung (5.1) geschrieben

werden als [57]:

$$h = (F_N \cdot D)^{2/3} \cdot R_1^{-1/3} \quad (5.5)$$

Der Kontaktradius a ergibt sich in diesem Fall aus Gleichung (5.4) zu [57]:

$$a = (F_N \cdot D \cdot R_1)^{1/3} \quad (5.6)$$

Weiterhin kann abgeleitet werden, dass [57]:

$$a^2 = h \cdot R_1 \quad (5.7)$$

Die Kontaktfläche A kann dann geschrieben werden als [57]:

$$A = \pi \cdot a^2 = \pi \cdot (F_N \cdot D \cdot R_1)^{2/3} = \pi \cdot R_1 \cdot h \quad (5.8)$$

In Anlehnung an die zuvor hergeleiteten Beziehungen nach Hertz und bei Annahme, dass die tangentielle Reibkraft proportional zur Kontaktfläche aus Gleichung (5.8) ist, kann für den Reibkoeffizienten μ festgehalten werden, dass er proportional zu $F_N^{-1/3}$ ist. Das bedeutet, dass der Reibkoeffizient mit Zunahme der Normalkraft F_N abnimmt (vgl. [57] und [11]).

5.1.2. Theorie von Greenwood & Williamson

Greenwood und Williamson beschreiben den Kontakt eines weichen, ebenen Körpers mit einer starren, rauen Oberfläche. Sie greifen hierzu die Ansätze von Hertz auf und approximieren raue Oberflächen mit Kugeln des gleichen Radius R , die über eine mittlere Höhe verteilt und deren Kuppen näherungsweise normalverteilt sind [27]. Das Kontaktverhalten einer einzelnen kugelförmigen Kuppe ist aus den Arbeiten von Hertz bekannt. Abbildung 5.2 zeigt die grundsätzlichen Unterschiede bei der Interpretation einer rauen Oberfläche in Bezug auf eine schematisch dargestellte reale Oberfläche.

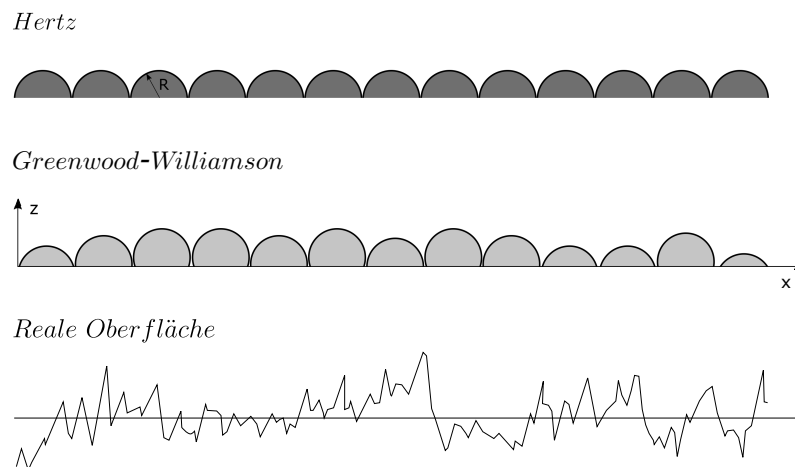


Abbildung 5.2.: Schematische Darstellungen der Interpretationen einer rauen Oberfläche nach Hertz (oben) und nach Greenwood und Williamson (Mitte) sowie schematische Darstellung einer realen Oberfläche (unten) nach [79]

Die Wahrscheinlichkeit, einen bestimmten Asperiten im Intervall $[z, z + dz]$ zu treffen, ist gleich $\phi(z)dz$. Angenommen, d beschreibt den Abstand zwischen der mittleren Höhe des Rauheitsprofils und der glatten Oberfläche des elastischen Körpers, dann lässt sich die Wahrscheinlichkeit des entstehenden Kontaktes gemäß Gleichung (5.9) beschreiben [27]. Der entsprechende Zusammenhang kann Abbildung 5.5 entnommen werden.

$$\text{prob}(z > d) = \int_d^{\infty} \phi(z)dz \quad (5.9)$$

Bei N Asperitäten ergibt sich die erwartete Anzahl an Kontaktpunkten zu [27]:

$$n = N \int_d^{\infty} \phi(z)dz \quad (5.10)$$

Die gesamte Kontaktfläche A ergibt sich als Summe aller Kontaktflächen πa_i^2 zu [57]:

$$A = \pi \sum_i a_i^2 = \pi N R_1 \int_d^{\infty} (z - d) \phi(z) dz \quad (5.11)$$

Gleichermaßen ergibt sich die erwartete resultierende Gesamtkraft F_N als Summe aller Kontaktkräfte zu [57]:

$$F_N = \sum_i^N F_{n,i} = \frac{4}{3} N E' R_1^{1/2} \int_d^{\infty} (z - d)^{3/2} \phi(z) dz \quad (5.12)$$

In einer ersten Annäherung kann angenommen werden, dass das Gummi inkompressibel ist. Die Poissonzahl ν kann dann mit 0,5 angesetzt werden. Zusätzlich gilt auch hier $R_2 \gg R_1$ und $E_1 \gg E_2$. Gleichung (5.12) kann dann vereinfacht werden und ergibt sich zu [11]:

$$F_N = \sum_i^N F_{n,i} = \frac{16}{9} N E_2 R_1^{1/2} \int_d^{\infty} (z - d)^{3/2} \phi(z) dz \quad (5.13)$$

Später kann der Elastizitätsmodul E_2 in Gleichung (5.13) durch den Betrag des dynamischen komplexen Elastizitätsmoduls $|E^*(\omega)|$ ersetzt werden, der das frequenzabhängige Verhalten viskoelastischer Werkstoffe beschreibt. Aus den Gleichungen (5.10), (5.11) und (5.12) kann eine generelle Form der Kontaktintegrale abgeleitet werden. Diese sogenannten GW-Funktionen $F_n(d)$ können wie folgt beschrieben werden [27]:

$$F_n(d) = \int_d^{\infty} (z - d)^n \phi(z) dz \quad (5.14)$$

Mit Hilfe der Greenwood-Williamson-Funktionen kann eine Reihe von Kontaktgrößen direkt berechnet werden. Hierzu gehören die später in dieser Arbeit vorgestellte mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$, der nominelle Anpressdruck σ_0 und die wahre Kontaktfläche A_c .

5.1.3. Erweiterung der Greenwood & Williamson Formulierung

Der Ansatz von Greenwood und Williamson hat jedoch seine Grenzen, da davon ausgegangen wird, dass zwei benachbarte sphärische Asperitäten sich nicht gegenseitig beeinflussen und unabhängig auf das Gummi wirken. Gerade bei einem Mehrskalenkontakt, wie dieser in Abbildung 5.2 als reale Oberfläche schematisch dargestellt ist, muss die Theorie erweitert werden. Der Grund dafür ist, dass ab einer bestimmten (kleinen) Längenskala die Annahme, dass sich zwei benachbarte Asperitäten nicht gegenseitig beeinflussen, nicht mehr erfüllt ist und die lokalen Spannungsfelder der Rauheitsspitzen sich überlappen [57]. Betrachtet man nun ein Elastomer, das in das Rauheitsprofil einer Oberfläche gedrückt wird, so zeigt sich, dass das Elastomer lediglich mit den Rauheitsspitzen des Profils in Kontakt tritt, während die Täler nicht erreicht werden (vgl. Abbildung 5.5). Das bedeutet, dass nur der obere Teil des Rauheitsprofils das Elastomer während des dynamischen Kontaktes deformiert und somit, wie es die Theorie von Greenwood und Williamson verlangt, die Makroasperitäten unabhängig voneinander auf das Elastomer einwirken. Kontaktparameter, wie z.B. die mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ oder der nominelle Anpressdruck σ_0 , die durch die größten Rauheiten beeinflusst werden, können mit den GW-Beziehungen ermittelt werden. Heinrich et al. fanden bei einer detaillierteren Betrachtung heraus, dass die größten Asperitäten durch Kugeln, die einen maximalen Durchmesser von ξ_{\perp} haben und durch einen mittleren Abstand ξ_{\parallel} voneinander getrennt sind, approximiert werden können (vgl. Abbildung 5.3) [33].

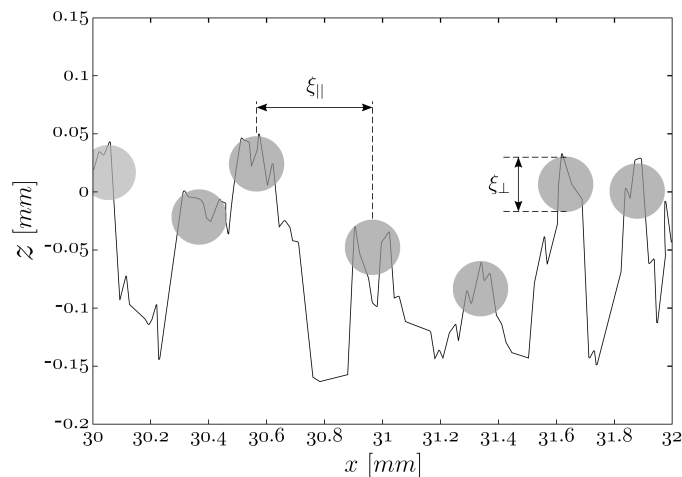


Abbildung 5.3.: Approximation der größten Asperitäten des Rauheitsprofils mit Kugeln für die Anwendbarkeit der GW-Formulierung nach [11]

Um den zuvor beschriebenen oberen Teil des Rauheitsprofils besser beschreiben zu können, wird eine zweite Höhenverteilung eingeführt, die lediglich die oberen Spitzen des Rauheitsprofils beschreibt und deshalb im Folgenden als Summitverteilung $\phi_s(z)$ bezeichnet wird. Die Summitverteilung $\phi_s(z)$ kann aus der Höhenverteilung $\phi(z)$ berechnet werden. Ziel der Summitverteilung $\phi_s(z)$ ist es, die Materialeigenschaften des Gummis und die Oberflächencharakteristik in Relation zu setzen. Hierfür wurde von Le Gal ein Verfahren entwickelt, um die Summitverteilung zu berechnen. Es handelt sich hierbei um eine analytische Formulierung, die mit einem numerischen Verfahren kombiniert ist. Mit Hilfe einer affinen

Transformation, verbunden mit einem affinen Parameter s , kann die originale Höhenverteilung $\phi(z)$ in den höher gelegenen Bereich des Rauheitsprofils verschoben werden. Unter der Annahme, dass die Summitverteilung die gleiche maximale Höhe z_{max} aufweist wie die originale Höhenverteilung, kann jeder Punkt des Höhenprofils mit der Höhe z über folgende Beziehung transformiert werden [57]:

$$z_s = \frac{(z - z_{max})}{s} + z_{max} \quad (5.15)$$

Die Summitverteilung $\phi_s(z)$ erhält man mit Hilfe eines numerischen Verfahrens, das die lokale Maxima-Verteilung des Profils auf verschiedenen Längenintervallen berechnet. Für kleine Längenintervalle, die der Auflösung der Messsensorik entspricht, erhält man die originale Höhenverteilung $\phi(z)$. Wird das Längenintervall vergrößert, so werden durch den Berechnungsalgorithmus die tiefen Täler des Rauheitsprofils eliminiert. Wird für das Längenintervall die Größe $\xi_{||}$ gewählt, so erhält man eine Summitverteilung, die den zuvor beschriebenen grundlegenden Annahmen von Greenwood und Williamson genügt. Den affinen Parameter s erhält man durch Anfitzen der originalen Höhenverteilung $\phi(z)$ auf die Summitverteilung $\phi_s(z)$. Für $s = 1$ erhält man wieder die originale Höhenverteilung. Eine exemplarische Darstellung, wie sich die Summitverteilung hin zu höheren Regionen verschiebt, ist in Abbildung 5.4 zu sehen.

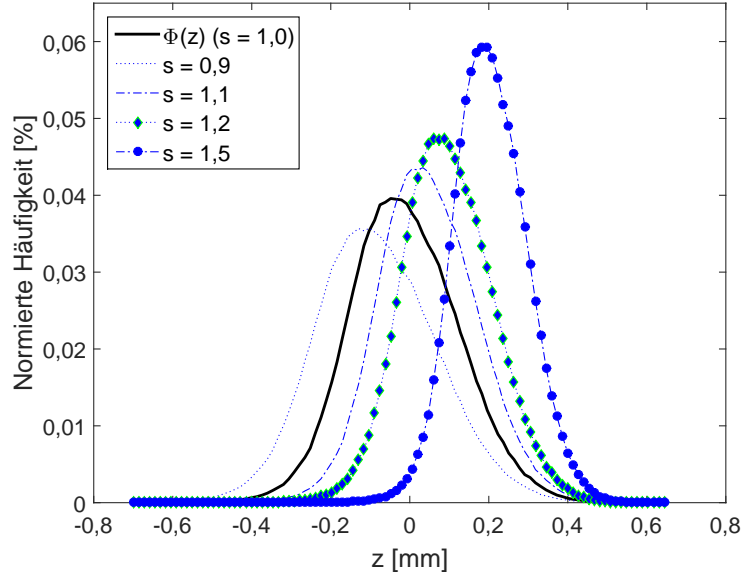


Abbildung 5.4.: Originale Höhenverteilung $\phi(z)$ für eine Schleifpapieroberfläche der Körnung 40 (schwarz) und verschiedene Summitverteilungen $\phi_s(z)$ der größten Asperitäten für vier verschiedene Werte des affinen Parameters s

Die Standardabweichung der Summitverteilung $\tilde{\sigma}_s$ hängt mit der Standardabweichung der originalen Höhenverteilung $\tilde{\sigma}$ zusammen und kann mit dem Parameter $s \geq 1$ geschrieben werden als [57]:

$$\tilde{\sigma}_s = \frac{\tilde{\sigma}}{s} \quad (5.16)$$

Die neue mittlere Summithöhe $\langle z_s \rangle$ ergibt sich dann zu [57]:

$$\langle z_s \rangle = z_{max} \left(1 - \frac{1}{s}\right) \quad (5.17)$$

Der Abstand d_s zwischen der mittleren Summithöhe $\langle z_s \rangle$ und der Elastomeroberfläche berechnet sich zu [48]:

$$d_s \equiv d - (\langle z_s \rangle - \langle z \rangle) = d - \left(1 - \frac{1}{s}\right) (z_{max} - \langle z \rangle) \quad (5.18)$$

Die Größe d ist dabei der Abstand zwischen der mittleren Höhe des Originalprofils und der Elastomeroberfläche (vgl. Abbildung 5.5).

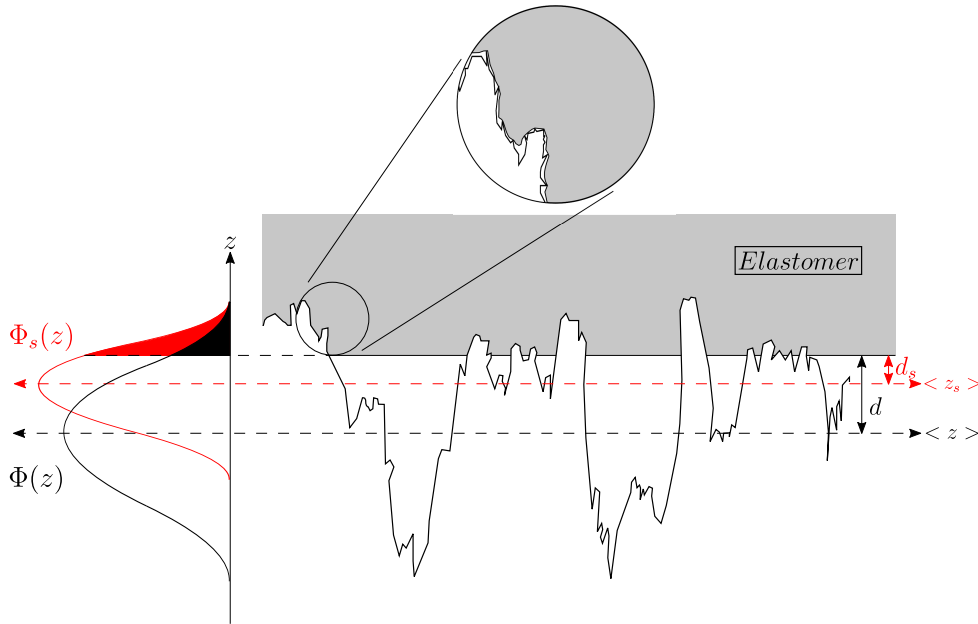


Abbildung 5.5.: Oberflächenrauheitsprofil und eingedrücktes Elastomer inkl. Höhenverteilung $\phi(z)$ und Summitverteilung $\phi_s(z)$ des Rauheitsprofils nach [92], [57], [11]

Der Zusammenhang zwischen der mittleren Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ und der Höhe d kann mit Hilfe der ersten ($n = 1$) GW-Funktion $F_n(d)$ folgendermaßen beschrieben werden [47]:

$$\langle z_p \rangle = \tilde{\sigma} F_1 \left(\frac{d}{\tilde{\sigma}} \right) \quad (5.19)$$

Die Kraft F_N bzw. der Druck $\sigma_0 = F_N/A_0$ kann nun mit Hilfe von Gleichung (5.13) berechnet werden, solange für die Berechnung die Summitverteilung $\phi_s(z)$ und die entsprechende Höhe d_s verwendet werden. Der nominelle Anpressdruck σ_0 ergibt sich dann zu [48]:

$$\sigma_0 \approx \frac{0,53 \xi_{\perp} |E^*(\omega_{min})|}{\pi s^{3/2} \xi_{\parallel}} F_{3/2} \left(\frac{d_s}{\tilde{\sigma}_s} \right) \quad (5.20)$$

Für die weiteren Berechnungen in dieser Arbeit werden anstelle von d und d_s die mit der Standardabweichung $\tilde{\sigma}$ normierten Höhen $t = d/\tilde{\sigma}$ und $t_s = d_s/\tilde{\sigma}_s$ verwendet.

5.1.4. Charakterisierung der Oberflächenrauheit

Wie viele andere technische Oberflächen haben auch die in dieser Arbeit verwendeten Oberflächen selbstaffinen Charakter. Eine anisotrope Transformation lässt die Morphologie und die statistischen Eigenschaften der Oberflächen unverändert [61]. Aus $x \rightarrow \alpha \cdot x$ und $y \rightarrow \alpha \cdot y$ folgt $z \rightarrow \alpha^H \cdot z$ mit dem Hurst-Exponenten H im Bereich von $H = [0...1]$. Das bedeutet, dass eine Oberfläche bei verschiedenen Vergrößerungen α in der xy -Ebene und α^H in z -Richtung qualitativ gleich aussieht (vgl. Abbildung 5.6).

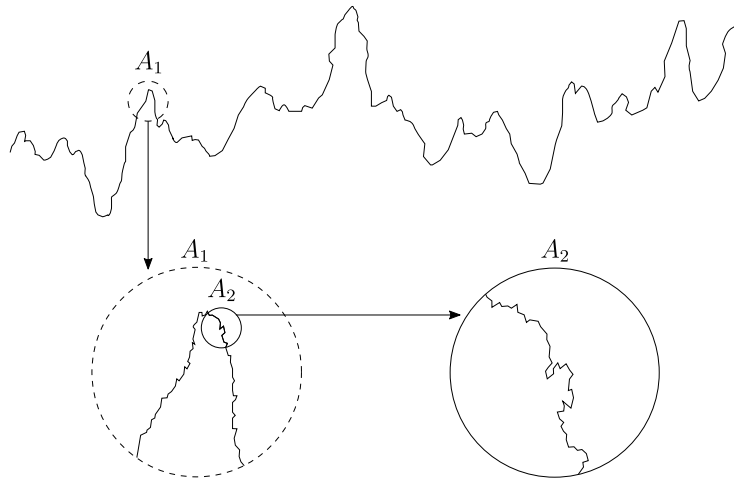


Abbildung 5.6.: Schematische Darstellung eines selbstaffinen Rauheitsprofils nach [96]. Die Rauheiten ähneln sich auf den verschiedenen Längenskalen bei variabler Vergrößerung.

Die klassischen euklidischen Geometriebegriffe wie „Linie“ (euklidische Dimension = 1), „Ebene“ (euklidische Dimension = 2) und „Raum“ (euklidische Dimension = 3) sind die uns bekannten Geometrien des Zwei- oder Dreidimensionalen. Die fraktale Geometrie ist eine Erweiterung des klassischen euklidischen Geometriebegriffes. Die fraktale Dimension beschreibt anschaulich, wie stark die Charakteristik eines Objektes von seiner topologischen Dimension abweicht (vgl. Abbildung 5.7) [52]. Der Hurst-Exponent H steht über $H = 3 - D$ in direkter Beziehung mit der fraktalen Dimension D . Die fraktale Dimension nimmt dabei typischerweise Werte zwischen 2 und 3 an. Ein Höhenprofil $z(x)$ entspricht einem einzelnen Schnitt durch eine Oberfläche und hat die spezifische fraktale Dimen-



Abbildung 5.7.: Die fraktale Dimension D als Maß für die Ähnlichkeit von Strukturen nach [52]

sion $D_p = D - 1$. Technische Oberflächen können im Ortsraum und im Frequenzraum betrachtet werden. Eine beliebte Methode, eine gegebene Oberfläche zu beschreiben, ist das Leistungsdichtespektrum. Im Ortsraum stellt sich die spektrale Leistungsdichte $S(n)$ unter Zuhilfenahme der Wellenlänge $L [m]$ als Potenzfunktion der räumlichen Frequenzen ($n = 1/L [1/m]$) dar und kann wie folgt geschrieben werden [47]:

$$S(n) = k \left(\frac{n}{n_{min}} \right)^{-\beta} \quad (5.21)$$

Die Topothese k gibt das Niveau der spektralen Leistungsdichte an und kann als Maß für die Reibwerte einer Oberfläche verwendet werden [47]. Die Topothese wird in der Einheit $[m^3]$ angegeben. Die Größe n_{min} ist die kleinste im Spektrum vorkommende Wegfrequenz und fungiert als Normierungsgröße. Der Exponent β hängt mit der fraktalen Dimension der Oberfläche zusammen und kann über $\beta = 7 - 2D$ berechnet werden. Der selbstaffine Charakter einer Oberfläche hat Gültigkeit bis zu einem Cut-off-Punkt, in dem die beiden Korrelationslängen ξ_{\parallel} (lateral) und ξ_{\perp}^2 (vertikal) zusammenfallen. Unterhalb des Cut-off-Punktes kann Selbstaffinität für die Oberfläche angenommen werden. Um herauszufinden, welche Korrelationslängen für eine gegebene Oberfläche gültig sind und um einen Wert für die fraktale Dimension zu bekommen, bedient man sich der Höhendifferenzkorrelation (HDK), deren Funktion $C_z(\lambda)$ folgendermaßen berechnet werden kann [47]:

$$C_z(\lambda) = \langle (z(x + \lambda) - z(x))^2 \rangle \quad (5.22)$$

Die HDK beschreibt, wie stark zwei benachbarte Punkte voneinander abweichen. Für die Berechnung werden zwei Höhen $z(x)$ und $z(x + \lambda)$ eines Oberflächenprofils betrachtet, die durch den lateralen Abstand λ voneinander entfernt sind. Die Höhenfluktuationen werden quadriert und über alle möglichen Abstandskombinationen für λ gemittelt (vgl. Abbildung 5.8). Die HDK stellt ein Maß für die Rauheit einer Oberfläche dar und ist außerdem eine beliebte Methode zur Charakterisierung [96].

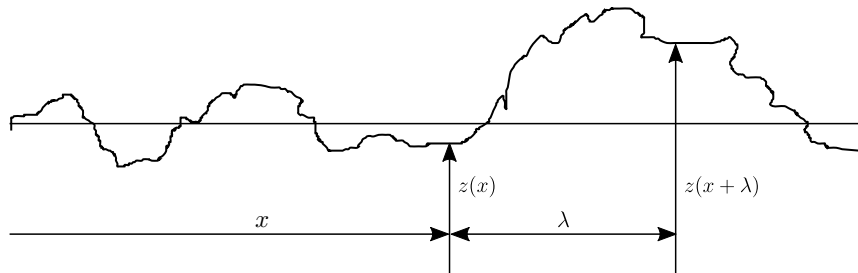


Abbildung 5.8.: Herleitung der Profilwerte für die Höhendifferenzkorrelationsfunktion nach [96]

Physikalisch gesehen ist ξ_{\parallel} die Größe der größten Rauheit des Profils¹. Die Größe ξ_{\perp} kann als Funktion der Varianz des Profils mit $\tilde{\sigma}^2 = \xi_{\perp}^2/2$ ausgedrückt werden. Der Wert ξ_{\perp} steht mit der mittleren Amplitude der Rauheit in direkter Beziehung [53]. Eine schematische Darstellung kann Abbildung 5.9 entnommen werden.

Reale Oberflächen, und somit auch die Oberflächen, die in dieser Arbeit verwendet wur-

¹Bei Straßenoberflächen entspricht ξ_{\parallel} der Grenze der Makrotextur, d.h. der Korngröße [57].

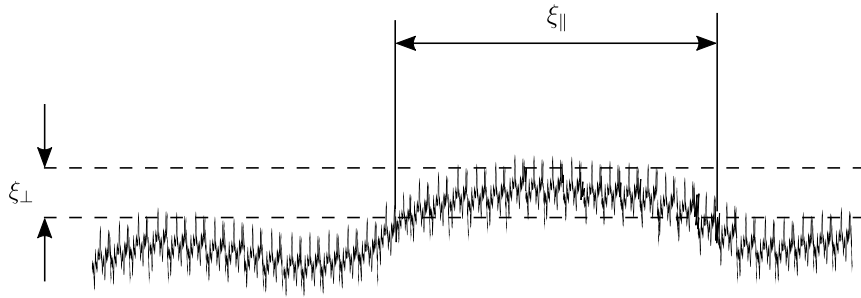


Abbildung 5.9.: Schematische Darstellung der Korrelationslängen ξ_{\parallel} und ξ_{\perp} eines zufälligen Oberflächenprofils nach [32]

den, besitzen eine endliche maximale Höhe. Ab einer gewissen Wegdifferenz steigen die mittleren Höhendifferenzen nicht mehr weiter an. Dieser Punkt entspricht dem bereits erwähnten Cut-off-Punkt ξ_{\parallel} , wobei unterhalb dieses Punktes Selbstaffinität angenommen werden kann. Die Koordinaten dieses Punktes sind durch ξ_{\parallel} und ξ_{\perp}^2 bestimmt. Unterhalb des Cut-off-Punktes folgt $C_z(\lambda)$ einem Potenzgesetz mit dem Exponenten $2H = 6 - 2D$ und kann geschrieben werden als [47]:

$$C_z(\lambda) = \xi_{\perp}^2 \left(\frac{\lambda}{\xi_{\parallel}} \right)^{6-2D} \quad \text{für} \quad \lambda < \xi_{\parallel} \quad (5.23)$$

Wird die Höhendifferenzkorrelationsfunktion $C_z(\lambda)$ doppelt-logarithmisch geplottet, so können die Korrelationslängen und die fraktale Dimension aus dem Schaubild bestimmt werden. Der Verlauf der Höhendifferenzkorrelationsfunktion $C_z(\lambda)$ ist schematisch in der linken Darstellung der Abbildung 5.10 dargestellt.

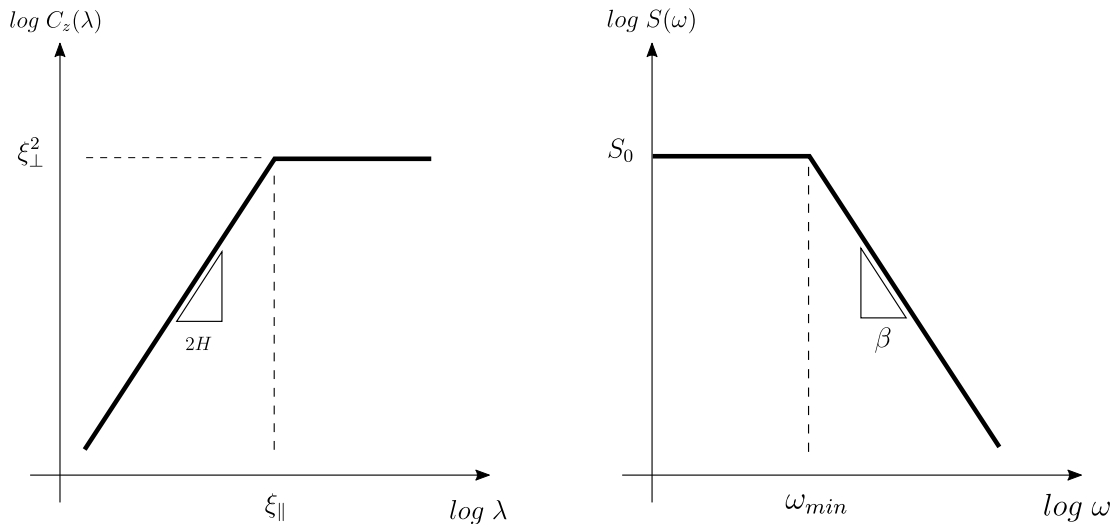


Abbildung 5.10.: Schematische Darstellung der Höhendifferenzkorrelationsfunktion $C_z(\lambda)$ (links) und der spektralen Leistungsdichte $S(\omega)$ (rechts) einer selbstaffinen Oberfläche mit den entsprechenden Deskriptoren nach [57]

An dieser Stelle sei erwähnt, dass die Darstellung der kleinsten Längen der HDK stark von der räumlichen Auflösung der Messsensorik abhängt. Mit einem Rasterkraftmikroskop

können sehr gut die Rauheiten im Mikrometerbereich gemessen werden. Messbereiche von mehreren Millimetern können allerdings nicht realisiert werden. Optische Sensoren sind in der Lage, Messbereiche von mehreren Millimetern zu erfassen, haben jedoch eine laterale Auflösung von ca. $20 \mu m$. Grundsätzlich gilt es, ein Verfahren zu verwenden, das die Mikrorauheiten gut erfassen und zeitgleich einen Messbereich von mehreren Millimetern abdecken kann.

Mit Hilfe der Korrelationslängen ξ_{\parallel} und ξ_{\perp} sowie der fraktalen Dimension D können die Topothese k , der Exponent β und die räumliche Frequenz n_{min} zur Berechnung des Leistungsdichtespektrums aus Gleichung (5.21) ermittelt werden [47]:

$$k = (3 - D) \xi_{\perp}^2 \xi_{\parallel} \quad ; \quad \beta = 7 - 2D \quad ; \quad n_{min} = \frac{1}{\xi_{\parallel}} \quad (5.24)$$

Die räumliche spektrale Leistungsdichte $S(n)$ kann mit Hilfe von $\omega = 2\pi v n$ in den Frequenzraum überführt werden. Im Zeitbereich betrachtet nimmt die spektrale Leistungsdichte $S(\omega)$ folgende Form an (vgl. rechte Darstellung von Abbildung 5.10) [47]:

$$S(\omega) = S_0 \left(\frac{\omega}{\omega_{min}} \right)^{-\beta} \quad (5.25)$$

Für ω_{min} kann mit Gleichung (5.24) die Form $\omega_{min} = 2\pi v / \xi_{\parallel}$ geschrieben werden. Der Vorfaktor S_0 wird in der Einheit [s] angegeben und ergibt sich zu [47]:

$$S_0 = \frac{(3 - D) \xi_{\perp}^2}{2\pi v \xi_{\parallel}} \quad (5.26)$$

Anders als die Topothese k ist der Vorfaktor S_0 und somit auch die spektrale Leistungsdichte $S(\omega)$ von der Gleitgeschwindigkeit v abhängig. Das bedeutet, dass bei größeren Geschwindigkeiten das Elastomer durch höhere Frequenzen angeregt wird [92].

5.1.5. Formulierung der Hysteresereibung

Die Hysteresereibung resultiert, wie bereits in Kapitel 4 beschrieben, aus der Energiedissipation durch Deformation beim Gleitvorgang eines Elastomers auf einer rauen, festen Oberfläche. Die dissipierte Energie kann generell wie folgt geschrieben werden [47]:

$$\Delta \tilde{E}_{diss} = \int_0^V \int_0^T d^3x dt \sigma \cdot \dot{\epsilon} \quad (5.27)$$

Dabei ist V das angeregte Volumen des Elastomers, T die Zeit, in der der Gleitprozess stattfindet, σ die Spannung und $\dot{\epsilon}$ die Änderung der Dehnung. Das angeregte Volumen ergibt sich mit der mittleren angeregten Schichtdicke $\langle \delta \rangle$ und der nominellen Kontaktfläche A_0 zu [56]:

$$V = \langle \delta \rangle \cdot A_0 \quad (5.28)$$

Dabei wird angenommen, dass die mittlere angeregte Schichtdicke $\langle \delta \rangle$ proportional zur mittleren Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ ist und mit einem freien Fitparameter b in der Form

$\langle \delta \rangle = b \cdot \langle z_p \rangle$ abgeschätzt werden kann. Stellt man für den Fall einer uniaxialen Deformation die Spannung und die Dehnung durch ihre Fouriertransformierten dar, so ergeben sich diese zu [47]:

$$\sigma(t) = \frac{1}{2\pi} \int d\omega \hat{\sigma}(\omega) e^{-i\omega t} \quad (5.29)$$

$$\epsilon(t) = \frac{1}{2\pi} \int d\omega \hat{\epsilon}^*(\omega) e^{i\omega t} \quad (5.30)$$

Durch Einführung von Dirac's δ -Funktion

$$\delta(\omega - \omega') = \frac{1}{2\pi} \int dt e^{i(\omega - \omega')t} \quad (5.31)$$

und dem komplexen Elastizitätsmodul

$$E^*(\omega) \equiv E'(\omega) + iE''(\omega) = \frac{\hat{\sigma}(\omega)}{\hat{\epsilon}(\omega)} \quad (5.32)$$

kann die über alle Realisierungen von Rauheitsprofilen dissipierte Energie geschrieben werden als [47]:

$$\Delta E_{diss} \equiv \langle \Delta \tilde{E}_{diss} \rangle = \frac{V}{2(2\pi)^2} T \int_{\omega_{min}}^{\omega_{max}} d\omega \omega E''(\omega) S(\omega) \quad (5.33)$$

Hier stellt $S(\omega)$ die spektrale Leistungsdichte dar. Die spektrale Leistungsdichte entspricht gemäß des Wiener-Chintschin-Theorems der Fouriertransformation der Autokorrelation einer durch die Rauheiten induzierten Spannung beim Gleitvorgang eines Elastomers über stationäre Oberflächen [47]:

$$\langle \hat{\epsilon}(\omega) \hat{\epsilon}^*(\omega') \rangle = \frac{1}{2} S(\omega) \delta(\omega - \omega') \quad (5.34)$$

Die Energiedissipation pro Zeiteinheit muss laut Klüppel und Heinrich dem Produkt aus Reibkraft und Geschwindigkeit entsprechen. Wenn die Beziehung $\Delta E_{diss}/T = F_H v$ erfüllt ist, dann kann für den Hysteresebeiwert folgender Ausdruck geschrieben werden [47]:

$$\mu_{Hys} \equiv \frac{F_{Hys}}{F_N} = \frac{1}{2(2\pi)^2} \frac{\langle z_p \rangle}{\sigma_0 v} \int_{\omega_{min}}^{\omega_{max}} d\omega \omega E''(\omega) \cdot S(\omega) \quad (5.35)$$

Die Integralgrenzen sind durch $\omega_{min} = 2\pi v/\xi_{\parallel}$ und $\omega_{max} = 2\pi v/\lambda_{min}$ gegeben, wobei λ_{min} der kleinsten Länge entspricht, die zur Hysteresebeiwert beiträgt. Die Größe λ_{min} und damit auch ω_{max} sind von erheblicher Bedeutung. Sie müssen aus den Kontaktbedingungen bestimmt werden. [47]

5.1.6. Kontaktbedingungen

Die Integralgrenzen sind, wie zuvor beschrieben, durch $\omega_{min} = 2\pi v/\xi_{\parallel}$ und $\omega_{max} = 2\pi v/\lambda_{min}$ gegeben. Eine maßgebliche Größe für die zur Deformation beitragenden größten Wellenlänge ist ξ_{\parallel} . Die Bestimmung der minimalen Länge λ_{min} und somit der größten Anregungs-

frequenz ω_{max} muss detaillierter betrachtet werden. Um abschätzen zu können, welches die kleinsten Kavitäten sind, die während des dynamischen Kontaktes vom Elastomer vollständig ausgefüllt werden, wird ein sinusförmiges Profil betrachtet, in das das Elastomer gedrückt wird. Eine Energiebeziehung beim dynamischen Kontakt ist Grundlage für die Ermittlung von λ_{min} . Laut Klüppel und Heinrich muss beim Kontakt die Summe aus elastischer Verformungsarbeit und Adhäsionsenergie größer sein als die elastisch gespeicherte Energie im lokalen Deformationsbereich des Elastomers [47]:

$$\sigma(\lambda) \lambda^2 h(\lambda) + \Delta\gamma \lambda h(\lambda) \gtrsim E'(\lambda) h^3(\lambda) \quad (5.36)$$

Die Größe $E'(\lambda)$ entspricht dabei dem frequenzabhängigen Speichermodul und $\sigma(\lambda)$ dem wahren mittleren Druck bei einer horizontalen Länge $\lambda = 2\pi v/\omega$. Die Größe $h(\lambda)$ entspricht der mittleren vertikalen Deformation des Elastomers entlang der z-Achse und kann als lokale mittlere Höhe bzw. Tiefe der Oberflächenkavität gesehen werden. Die Änderung der Oberflächenenergie pro Flächeninhalt der Reibpaarung während des Gleitprozesses entspricht $\Delta\gamma$. Es sei darauf hingewiesen, dass die Kavitäten in Gleichung (5.36) mit einer zylindrischen Form, d.h. mit einem Durchmesser λ , in einer Höhe bzw. Tiefe h angenommen werden. Ist die Normalkraft dominant, d.h. $\sigma(\lambda) \lambda \gg \Delta\gamma$, so ergibt sich das Längenskalenintervall $[\lambda_{min}, \xi_{||}]$ und Gleichung (5.36) kann umgeschrieben werden zu [47]:

$$\sigma(\lambda_{min}) \lambda_{min}^2 \cong E'(\lambda_{min}) h^2(\lambda_{min}) \quad (5.37)$$

Der wahre Kontaktdruck $\sigma(\lambda_{min})$ ist durch $\sigma(\lambda_{min}) = F_N/A_c(\lambda_{min})$ definiert, wobei $A_c(\lambda_{min})$ der wahren Kontaktfläche im Normalkraftregime ($\lambda > \lambda_{min}$) entspricht. Mit Hilfe der Yardstick-Methode (Approximation der Oberfläche eines Profils durch Kugeln der Größe λ_{min}) kann mit Hilfe der äußeren Kontaktfläche $A_{c,0}$ für die wahre Kontaktfläche folgender Ausdruck geschrieben werden [47]:

$$A_c(\lambda_{min}) = A_{c,0} \left(\frac{\lambda_{min}}{\xi_{||}} \right)^{2-D} \quad (5.38)$$

Die minimale Länge λ_{min} kann dann über folgende Bedingung berechnet werden [57] [47]:

$$\frac{\lambda_{min}}{\xi_{||}} = \left(\frac{0,09 \pi s^{3/2} \xi_{\perp} (2D-4) E'(\lambda_{min}) F_0 \left(\frac{d}{\bar{\sigma}} \right)^{\frac{1}{3D-6}}}{\xi_{||} (2D-2) E'(\xi_{||}) F_{3/2} \left(\frac{d_s}{\bar{\sigma}_s} \right)} \right) \quad (5.39)$$

Bei gegebenem Verlauf des Speichermoduls kann λ_{min} und somit ω_{max} mit Hilfe von Gleichung (5.39) und den Greenwood-Williamson-Funktionen F_0 und $F_{3/2}$ berechnet werden. Wird Gleichung (5.39) in Gleichung (5.38) eingesetzt, so erhält man mit der nominellen Kontaktfläche A_0 für die wahre Kontaktfläche $A_c(\lambda_{min})$ folgende Beziehung [57] [47]:

$$A_c(\lambda_{min}) = A_0 \left(\frac{1}{808 \pi} \frac{(2D-4)^2 \xi_{||} F_0^2 \left(\frac{d}{\bar{\sigma}} \right) F_{3/2} \left(\frac{d_s}{\bar{\sigma}_s} \right) E' \left(\frac{2\pi v}{\xi_{||}} \right)}{s^{3/2} (2D-2)^2 \xi_{\perp} E' \left(\frac{2\pi v}{\lambda_{min}} \right)} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5.40)$$

Mit Hilfe der zuvor vorgestellten Größen, die sich aus dem Profil $z(x)$ der Reiboberfläche und dem dynamisch-mechanischen Modul E^* des Elastomers ergeben, lässt sich nun die Hysteresereibung als eine der Hauptkomponenten der Elastomerreibung berechnen.

5.2. Modellierung der Adhäsionsreibung

Wie bereits in Kapitel 4 beschrieben, trägt die Adhäsion vor allem bei trockenen, rauen Oberflächen zur Reibung bei. Die Modellierung erfolgt nach den Ansätzen von Le Gal [57]. Zur Berechnung der Adhäsion wird zunächst die wahre Kontaktfläche A_c mit Hilfe des Hysterese-modells bestimmt. Die wahre Kontaktfläche liefert die Gebiete, an denen Adhäsionseffekte stattfinden. Anschließend wird die Adhäsion mit Hilfe einer viskoelastischen Rissmodellierung beschrieben. In die Modellierung geht u.a. das Verhältnis zwischen dem Speichermodul im Glaszustand E'_∞ und dem Speichermodul im relaxierten Zustand E'_0 ein. Die Adhäsion hängt zudem vom Verhältnis der sogenannten kritischen Geschwindigkeit v_c zur aktuellen Geschwindigkeit v und einem materialabhängigen Exponenten n , der aus dem Relaxationszeitspektrum $H(\tau)$ abgeleitet werden kann, ab.

5.2.1. Formulierung der Adhäsionsreibung

Adhäsion spielt generell eine große Rolle bei trockener Reibung. Molekulare Wechselwirkungen können zur Erklärung der Adhäsionskräfte in der Grenzfläche herangezogen werden. Voraussetzung hierfür ist der direkte Kontakt zwischen dem Elastomer und der rauen Oberfläche, wobei der Beitrag der Adhäsion zur gesamten Reibung maßgeblich von der realen Kontaktfläche A_c abhängt. Da die Rauheit bei fraktalen Oberflächen auf mehreren Längenskalen verteilt ist, hängt die Anzahl der Kontaktstellen vom Maßstab ab, auf dem man die raue Oberfläche betrachtet. Makroskopische Kontaktstellen können wiederum in kleinere mikroskopische Kontaktstellen zerlegt werden. Die wahre Kontaktfläche entspricht demnach lediglich einem kleinen Anteil der nominellen Kontaktfläche (vgl. Abbildung 5.11).

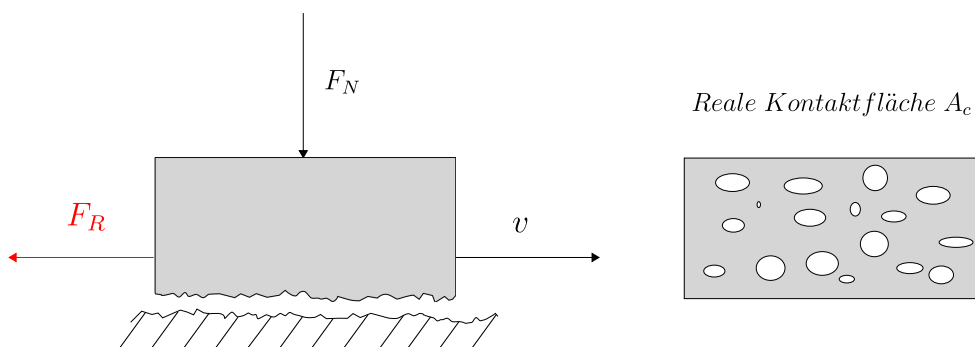


Abbildung 5.11.: Schematische Darstellung der wahren Kontaktfläche nach [57]

Eine relativ einfache Formulierung für den Reibkoeffizienten der Adhäsionsreibung μ_{Adh} ist gegeben durch [57]:

$$\mu_{Adh} = \frac{F_{Adh}}{F_N} = \frac{\tau_s}{\sigma_0} \cdot \frac{A_c}{A_0} \quad (5.41)$$

Die Größe τ_s beschreibt hierbei die wahre Grenzflächenscherspannung, die notwendig ist, um lokale Kontaktbindungen zu lösen. Weitere Größen sind σ_0 für den nominellen Anpressdruck, A_0 für die nominelle Kontaktfläche und A_c für die zuvor beschriebene wahre Kontaktfläche. Die Adhäsion beruht auf dem wiederkehrenden Prozess der Bildung und des Aufbrechens von Kontakten zwischen dem Elastomer und der rauen Oberfläche beim Gleitvorgang. Zwischen den Reibpartnern wirken anziehende Kräfte, die u.a. von der Oberflächenenergie γ abhängen. Werden zwei Festkörper in Kontakt gebracht und anschließend auseinander gezogen, so kann beobachtet werden, dass der Ablöseprozess zusätzlich vom Elastomer, dem Material des Kontaktpartners, der Temperatur und der Abziehggeschwindigkeit abhängt. Persson et al. haben diesen Prozess für verschiedene Anwendungen untersucht [78]. Wird ein Elastomerelement betrachtet, das über eine einzelne Asperität gleitet, so kann der komplette Ablauf wie nachfolgend beschrieben erklärt werden (vgl. hierzu Abbildung 5.12).

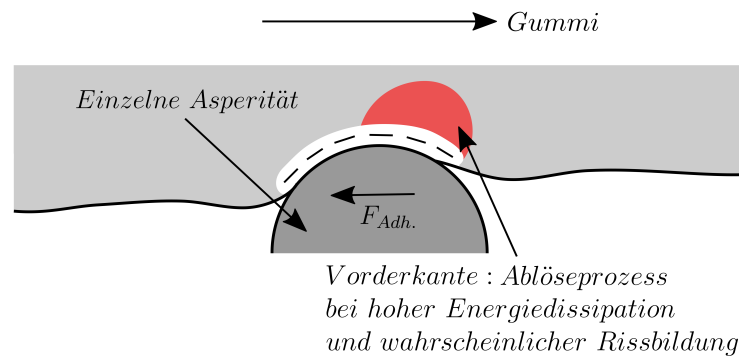


Abbildung 5.12.: Schematische Darstellung eines lokalen Ablöseprozesses nach [57]

Wird das Elastomerelement von links nach rechts über die Asperität gezogen, so passiert es zuerst die Hinterkante der Asperität, wo sich das Material aufwölbt. Dort findet aufgrund von anziehenden Kräften zwischen dem Elastomer und der Asperität ein Adhäsionsprozess statt. Dieser Prozess geht mit nur geringer Energiedissipation einher. Anschließend erfolgt die Deformation des Grundmaterials und die daraus resultierende Hysteresereibung. Abschließend findet ein Ablöseprozess statt, der in einer großen Zugspannung durch einen adhäsiven Kontakt resultiert. Der Kontakt wird im weiteren Verlauf aufgebrochen, wodurch viel Energie dissipiert wird. An dieser Stelle wird sich am wahrscheinlichsten ein Riss bilden.

Wird nun eine zweite, dritte usw. Rauheit mit einer kleineren Wellenlänge der einzelnen Asperität überlagert, so ergeben sich viele kleine Ablöseprozesse, die über die komplette Kontaktzone verteilt sind [57]. Um das viskoelastische Verhalten von Prozessen, wie dem Ablösen von Elastomeren auf rauen Oberflächen, beschreiben zu können, wird die Größe γ_{eff} eingeführt. Bei kleinen Geschwindigkeiten nimmt die effektive Oberflächenenergie den konstanten Wert γ_0 an. Die effektive Oberflächenenergie γ_{eff} steigt bei Zunahme der Geschwindigkeit v . Bis zu einer kritischen Geschwindigkeit v_c gehorcht γ_{eff} einem Potenzgesetz, wie Abbildung 5.13 entnommen werden kann. Die Größe v_c hängt dabei vom Polymertyp sowie vom Füllstoffgehalt ab.

Persson und Brener geben für die effektive Oberflächenenergie für kleine bzw. große Ge-

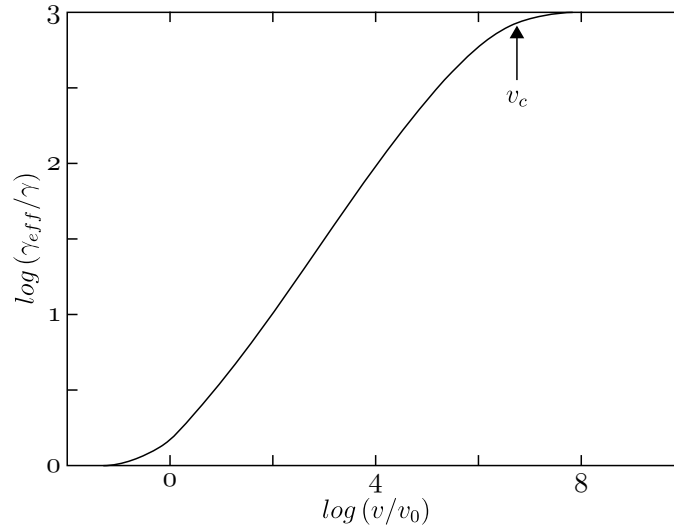


Abbildung 5.13.: Die effektive Oberflächenenergie γ_{eff} in Abhängigkeit von der Abziegeschwindigkeit v nach [80]

schwindigkeiten folgende Zusammenhänge an [80]:

$$\underbrace{\gamma_{eff} = \gamma_0 \left(1 + \frac{v}{v_0}\right)^{1/3}}_{\text{für kleine } v} \quad \text{und} \quad \underbrace{\gamma_{eff} = \gamma_0 \left(\frac{v}{v_0}\right)^{1/3}}_{\text{für große } v} \quad (5.42)$$

Dieser Zusammenhang stimmt bis zur kritischen Geschwindigkeit v_c . Die kritische Geschwindigkeit v_c kann anschließend unter Zuhilfenahme der maximal möglichen Oberflächenenergie $\gamma_{eff} = \gamma_0 (E'_\infty/E'_0)$ und Gleichung (5.42) berechnet werden [80]:

$$\gamma_0 \left(\frac{v_c}{v_0}\right)^{1/3} = \gamma_0 \left(\frac{E'_\infty}{E'_0}\right) \quad (5.43)$$

Die Stufenhöhe in Abbildung 5.13 entspricht demnach dem Verhältnis E'_∞/E'_0 zwischen dem Speichermodul im Glaszustand und dem Speichermodul im relaxierten Zustand. Die Oberflächenenergie γ_{eff} hängt mit der Grenzflächenspannung τ_s sowie mit der Oberflächenenergie bei sehr kleinen Geschwindigkeiten γ_0 und der statischen Grenzflächenspannung $\tau_{s,0}$ über folgende Beziehung zusammen [11] [57] [54]:

$$l_s \cong \frac{\gamma_{eff}}{\tau_s} \cong \frac{\gamma_0}{\tau_{s,0}} \quad \text{mit} \quad \gamma_{eff} = \gamma_{eff}(v) \quad (5.44)$$

Dabei beschreibt τ_s sinngemäß die lokale Kraft, die notwendig ist, um Kontaktbindungen zu brechen [54]. Die Größe l_s ist ein typisches und charakteristisches Längenmaß, bei dem solche Prozesse auftreten. Laut Le Gal und Klüppel folgt die geschwindigkeitsabhängige Oberflächenenergie γ_{eff} der nachfolgend dargestellten semi-empirischen Formulierung [54]:

$$\gamma_{eff} = \gamma_0 \left(1 + \frac{E'_\infty/E'_0}{(1 + (v_c/v))^n}\right) \quad (5.45)$$

Auf Grundlage von Gleichung (5.44) und (5.45) wurde von Le Gal eine ähnliche semiempirische Formulierung zur Beschreibung der Grenzflächenscherspannung τ_s vorgeschlagen. Die geschwindigkeitsabhängige wahre Grenzflächenscherspannung τ_s ergibt sich demnach zu [57]:

$$\tau_s = \tau_{s,0} \left(1 + \frac{E'_\infty/E'_0}{(1 + (v_c/v))^n} \right) \quad (5.46)$$

Dabei entspricht $\tau_{s,0}$ der statischen Scherspannung in der Kontaktebene zwischen zwei Reibpartnern bei sehr kleinen Geschwindigkeiten, d.h. für $v \rightarrow 0$. Für sehr große Geschwindigkeiten ($v \rightarrow v_c$) kann vereinfacht angenommen werden, dass $\tau_s(v_c) \approx \tau_s(\infty)$ [11]. Es sei erwähnt, dass die beiden Größen $\tau_{s,0}$ und v_c innerhalb der Modellierung freie Fitparameter darstellen. Die Größe n ist ein materialabhängiger Exponent, der über das nachfolgend vorgestellte Relaxationszeitspektrum $H(\tau)$ ermittelt werden kann. Das Verhältnis E'_∞/E'_0 zwischen dem Speichermodul im Glaszustand und dem Speichermodul im relaxierten Zustand ist aus den viskoelastischen Eigenschaften des Elastomers bekannt und kann aus den entsprechenden Masterkurven abgeleitet werden. [57]

5.2.2. Relaxationszeitspektrum

Zur Beschreibung der Spannungsrelaxation bei Elastomeren wird ein Gummiblock betrachtet, der wie in Abbildung 3.4 auf Schub beansprucht wird. Der Gummiblock wird zu einem bestimmten Zeitpunkt schnell deformiert. Anschließend wird die Spannung in Abhängigkeit von der Zeit gemessen. Bei diesem einfachen Versuch kann beobachtet werden, dass der Schubmodul zunächst auf ein hohes Niveau ansteigt und anschließend zu einem wesentlich kleineren Wert relaxiert. Die Polymerketten haben im ersten Moment keine Zeit sich zu entflechten [82]. Erst nach einer bestimmten Zeit sind die Polymerketten vollständig entflochten und es stellt sich ein Grenzwert des gemessenen Schubmoduls ein. An dieser Stelle sei erwähnt, dass die Polymerketten zahlreiche Anordnungen eingehen können. Auch besteht das Polymer nicht nur aus einer Polymerkette, sondern aus einer Vielzahl davon. Deshalb muss auch von einer Vielzahl an Relaxationszeiten ausgegangen werden [37]. Eine mathematische Beschreibung des zeitabhängigen Schubmoduls $G(t)$, der in dem beschriebenen Fall dem Relaxationsmodul entspricht, und somit die Beschreibung eines Spektrums an Relaxationsprozessen, ist mit Hilfe von sog. Prony-Reihen möglich [9]. Hierzu schaltet man eine große Anzahl an Maxwell-Elementen, die jeweils aus einer Hookeschen Feder und einem Newtonschen Dämpfungselement bestehen, in einer Parallelanordnung zusammen. Das resultierende generelle Maxwell-Modell, das den zeitabhängigen Schubmodul $G(t)$ beschreibt, ergibt sich dann zu [9]:

$$G(t) = \sum_{i=1}^n G_i e^{-t/\tau_i} \quad (5.47)$$

Hierbei entspricht G_i dem Schubmodul und τ_i der Relaxationszeit des i -ten Maxwell-Elements. Wird die Anzahl an Maxwell-Elementen unendlich groß, so kann für Gleichung

(5.47) folgender Ausdruck geschrieben werden [9]:

$$G(t) = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n G_i e^{-t/\tau_i} \quad (5.48)$$

Betrachtet man nun noch die Beiträge der Relaxationszeiten $\Delta\tau_i$ zur Gesamtrelaxation und bildet den Grenzwert $\Delta\tau_i \rightarrow 0$ kann durch zeitgleiche Multiplikation und Division mit/durch $\Delta\tau_i$ Gleichung (5.48) geschrieben werden als [9]:

$$G(t) = \lim_{\substack{n \rightarrow \infty \\ \Delta\tau_i \rightarrow 0}} \sum_{i=1}^n \frac{G_i}{\Delta\tau_i} e^{-t/\tau_i} \Delta\tau_i \quad (5.49)$$

Der Ausdruck $G_i/\Delta\tau_i$ entspricht der Delta-Funktion nach Dirac und wird als $H(\tau_i)$ definiert. Bei Verwendung der zuvor genannten Grenzen kann Gleichung (5.49) umgeschrieben werden und es ergibt sich [9]:

$$G(t) = \int_0^{\infty} H(\tau) e^{-t/\tau} d\tau \quad (5.50)$$

Die Funktion $H(\tau)$ ist eine kontinuierliche Funktion und ist als Relaxationszeitspektrum definiert. Da Relaxationszeiten über viele Zeitdekaden von Interesse sind, wird der Schubmodul i.d.R. logarithmisch dargestellt [9]:

$$G(\ln t) = \int_{-\infty}^{\infty} H(\ln \tau) e^{-t/\tau} d(\ln \tau) \quad (5.51)$$

Das Relaxationszeitspektrum $H(\tau)$ kann als charakteristische Materialfunktion angesehen werden. Das Spektrum bildet anschaulich die wesentlichen Eigenschaften eines viskoelastischen Werkstoffes als Relaxationszeiten τ der zugrundeliegenden mikroskopischen Prozesse ab. Gelegentlich möchte man das Relaxationsverhalten viskoelastischer Materialien über den Realteil (G') oder den Imaginärteil (G'') des komplexen Schubmoduls beschreiben. Für den Fall, dass der Realteil (G') verwendet werden soll, schlugen Williams und Ferry eine Methode zur Approximation des Relaxationszeitspektrums $H(\tau)$ mit Hilfe des Speichermoduls G' vor [101]. Eine schematische Darstellung des Relaxationszeitspektrums $H(\tau)$ kann Abbildung 5.14 entnommen werden.

Das Relaxationszeitspektrum ist in dieser Form experimentell nicht direkt messbar [88]. Es lässt sich allerdings mit Hilfe rheologischer Materialfunktionen, wie z.B. der frequenzabhängigen Masterkurve des Speichermoduls G' , rekonstruieren. Laut Ferry kann das Relaxationszeitspektrum $H(\tau)$ folgendermaßen geschrieben werden [21]:

$$H(\tau) = A \cdot G' \cdot \frac{d \log(G')}{d \log(\omega)} \quad \text{mit} \quad \tau = \frac{1}{\omega} \quad (5.52)$$

Die Größe A stellt dabei einen Korrekturfaktor dar, der bei einem folgenden iterativen Berechnungsverfahren zunächst mit $A = 1$ gesetzt wird. Der Korrekturfaktor A kann mit

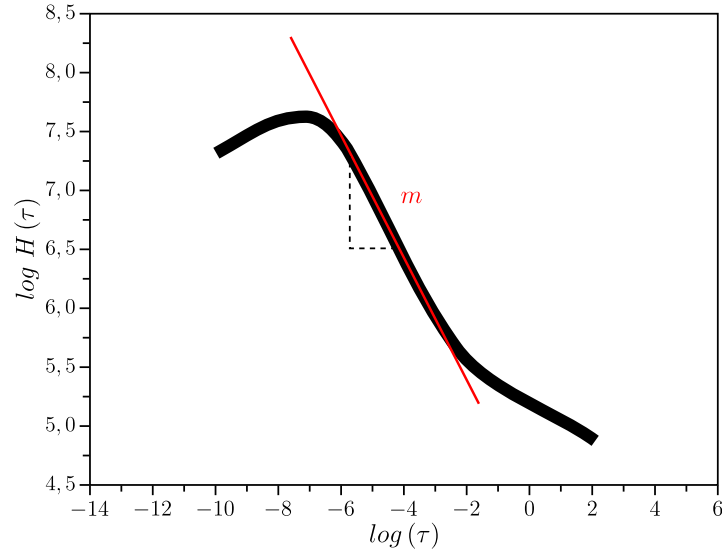


Abbildung 5.14.: Schematische Darstellung des Relaxationszeitspektrums nach [11]; die rot eingezeichnete Fitkurve entspricht $H(\tau) = \tau^{-m}$

Hilfe nachfolgender Beziehung berechnet werden [21]:

$$A = (2 - \alpha) / 2 \cdot \Gamma\left(2 - \frac{\alpha}{2}\right) \cdot \Gamma\left(1 + \frac{\alpha}{2}\right) \quad (5.53)$$

Für den Fall, dass $A = 1$ gesetzt wird, ist α die lokale Steigung von $H(\tau)$ und Γ die Gamma-Funktion. Die lokale Steigung α kann folgendermaßen berechnet werden:

$$\alpha(\tau) = \frac{d\left(G' \cdot \frac{d \log(G')}{d \log(\omega)}\right)}{d \tau} \quad (5.54)$$

Im Glasübergangsbereich kann das Relaxationszeitspektrum durch ein Potenzgesetz beschrieben werden [23]:

$$H(\tau) = \tau^{-m} \quad (5.55)$$

In der doppelt-logarithmischen Darstellung entspricht die Größe m der Steigung des Relaxationszeitspektrums $H(\tau)$, das über der Relaxationszeit τ aufgetragen ist [11]:

$$m = -\frac{d \log(H(\tau))}{d \log(\tau)} \quad (5.56)$$

Dadurch ist es möglich, über nachfolgende Beziehung den materialabhängigen Exponenten n zu berechnen [80]:

$$n = \frac{1 - m}{2 - m} \quad (5.57)$$

Die Adhäsionsreibung, die als zweite Hauptkomponente der Elastomerreibung gilt, kann nun mit Hilfe der zuvor beschriebenen Größen berechnet werden. Die wahre Grenzflächenspannung τ_s muss hierfür über das vorgestellte Relaxationszeitspektrum $H(\tau)$ ermittelt werden. Zur vollständigen Berechnung der Adhäsionsreibung wird zusätzlich das

Verhältnis von wahrer Kontaktfläche A_c zu nomineller Kontaktfläche A_0 benötigt, das durch die Kontaktbedingungen aus Kapitel 5.1.6 gegeben ist.

5.3. Modellierung des Formschlusses

Die Gummireibung kann, wie in Kapitel 4 beschrieben, in mehrere Komponenten unterteilt werden. Unter trockenen Verhältnissen sind es vor allem die Hysterese- und Adhäsionsreibung, die für die Beschreibung der Kraftübertragung herangezogen werden können. Einen weiteren, wesentlichen Einfluss auf das Kraftübertragungsverhalten bei der Gummireibung hat der Formschluss zwischen dem Elastomer und der rauen Oberfläche. Während der Einfluss des Formschlusses i.d.R. gezielt unterdrückt² wird, um lediglich Aussagen über die Hysterese bzw. die Adhäsion machen zu können, wird in dieser Arbeit der Einfluss des Formschlusses detailliert untersucht.

5.3.1. Formulierung des Formschlusses

Der Formschluss trägt erheblich zur Erhöhung der übertragbaren Kraft bei der Gummireibung bei. Es müssen jedoch gewisse Randbedingungen bzw. Einflussfaktoren, wie z.B. die viskoelastischen Eigenschaften des Materials, die Einsatztemperatur oder die Gleitgeschwindigkeit, berücksichtigt werden. Der Beitrag des Formschlusses zum Gesamtreibkoeffizienten kann mit Hilfe der nachfolgenden Beziehung formuliert werden:

$$\mu_{FS} = \frac{F_{FS}}{F_N} = \frac{\sigma_{FS} \cdot A_{FS}(l_K)}{\sigma_0 \cdot A_0} \quad (5.58)$$

Dabei entspricht σ_{FS} dem Druck, der auf die Formschlussfläche $A_{FS}(l_K)$ wirkt. Die Größen σ_0 und A_0 entsprechen dem nominellen Anpressdruck sowie der nominellen Kontaktfläche.

5.3.2. Ermittlung der Formschlussfläche

Die Formschlussfläche $A_{FS}(l_K)$ ist material- und geschwindigkeitsabhängig. Zudem ist sie von der Kantenlänge l_K abhängig, die als Breite eines Gummiprofils betrachtet werden kann, das in Abscherrichtung über eine raue Oberfläche gezogen wird (vgl. Abbildung 5.15). Dabei wird angenommen, dass der Elastomerkörper nur an der quer zur Abscherrichtung liegenden Kante an den Flanken der Asperitäten anliegt.

Die Formschlussfläche $A_{FS}(l_K)$ entspricht der Summe aller Einzelflächen A_i , die sich bei einer Eindrückung des Elastomers bis zu einer Höhe d zwischen Elastomeroberfläche und der mittleren Profilhöhe $\langle z \rangle$ ergeben:

$$A_{FS}(l_K) = \sum_{i=1}^n A_i(l_K) \quad (5.59)$$

²Bei der experimentellen Untersuchung der Gummireibung werden die Kanten der zu untersuchenden Elastomerprofile i.d.R. angeschliffen.

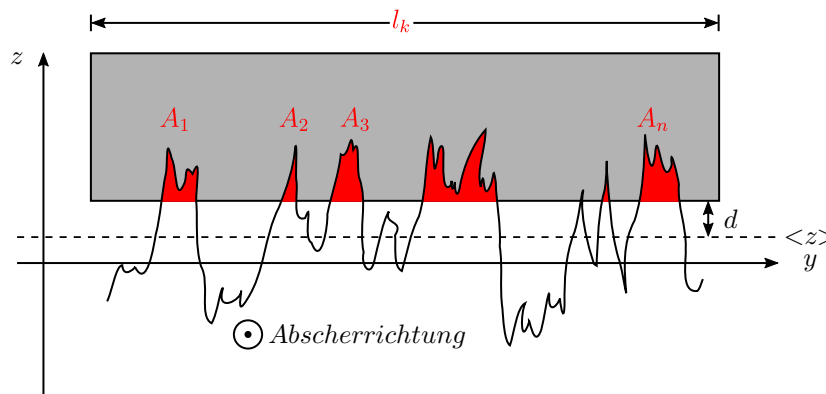


Abbildung 5.15.: Schematische Darstellung der Formschlussflächen A_i eines Gummiprofils mit der Kantenlänge l_K beim Gleitvorgang in Abscherrichtung

Der auf die Formschlussfläche wirkende Druck σ_{FS} kann praktisch nicht gemessen werden und wird deshalb zur Anpassung des Modells als freier Fitparameter eingeführt. Die Formschlussfläche $A_{FS}(l_K)$ ist eine statistische Größe, die aus den zuvor vorgestellten Parametern, unter Zuhilfenahme der Ansätze von Greenwood und Williamson sowie der Erweiterung dieser Formulierungen, berechnet werden kann.

Die letzte noch ausstehende Komponente (Formschlussreibung), die zum Gesamtreibkoeffizienten beiträgt, kann nun theoretisch ermittelt werden. Zur Ermittlung des freien Fitparameters σ_{FS} und zur vollständigen Modellierung der Elastomerreibung wurden Elastomerprofile verwendet, die unterschiedliche Kantenlängen l_K aufweisen. Eine ausführliche Beschreibung der eingesetzten Materialien sowie der Versuchsdurchführung erfolgt in Kapitel 6.

5.4. Fazit

Die theoretischen Grundlagen zum Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern und zur Gummireibung wurden in den vorherigen Kapiteln ausführlich vorgestellt. Die Modellierung der Hysterese- und Adhäsionsreibung sowie des Formschlussbeitrages zur gesamten Gummireibung ermöglicht es, Aussagen über die zu erwartenden übertragbaren Reibkräfte bzw. Reibkoeffizienten zu machen.

Da einige Modellparameter praktisch nicht messbar sind, diese jedoch für die Vervollständigung des Reibmodells benötigt werden, muss die aus den theoretischen Ansätzen gewonnene Simulation der Hysterese- und Adhäsionsreibung sowie des Formschlusses mit experimentellen Ergebnissen verglichen und vervollständigt werden. Dadurch ergibt sich ein Optimierungsproblem, das über einen Berechnungsalgorithmus gelöst werden kann und wodurch die fehlenden Parameter abgeleitet werden können. Hierzu wird zunächst die Hysteresereibung, wie sie in Kapitel 5.1 beschrieben ist, simuliert. Anschließend erfolgt die Berechnung der Adhäsionsreibung (vgl. Kapitel 5.2). Diese beiden Komponenten werden miteinander kombiniert und mit den Ergebnissen aus den experimentellen Versuchen über die drei freien Modellparameter b (Fitparameter der Hysteresereibung), $\tau_{s,0}$ (statische

Grenzflächenspannung) und v_c (kritische Geschwindigkeit der Adhäsion) angenähert. Für die experimentellen Untersuchungen werden hierfür zunächst vollflächige Reibprofile mit angeschliffenen Kanten verwendet.

In einem letzten Schritt wird die Formschlusskomponente, wie sie in Kapitel 5.3 beschrieben ist, zu denen der Hysterese und Adhäsion addiert und über einen weiteren Modellparameter σ_{FS} an die experimentell gewonnenen Reibkurven angenähert. Die Versuchsdurchführung erfolgt mit unterschiedlichen Geometrien der Reibprofile sowie im Allgemeinen mit verschiedenen Elastormischungen. Eine ausführliche Beschreibung der verwendeten Materialien und der experimentellen Versuchsdurchführung erfolgt in Kapitel 6. Sind die abgeleiteten Werte für den Modellparameter σ_{FS} bekannt, so kann über eine angenäherte Funktion für jede beliebige Reibeinlagegeometrie der zu erwartende Reibkoeffizient μ berechnet werden. In diesem Zusammenhang sei nochmals auf Abbildung 1.3 verwiesen. Darin ist ersichtlich, welche Eingangsparameter notwendig sind, um mit Hilfe zu berechnender Zwischengrößen den Reibkoeffizienten μ auf Grundlage der drei Komponenten der Elastomerreibung (Hysterese, Adhäsion und Formschluss) ermitteln zu können.

Abschließend kann festgehalten werden, dass Untersuchungen zum Reaktionsverhalten beim Abscheren von Vakuumgreifern der Bauform E nicht Stand der Wissenschaft sind. Zudem besteht das Problem, dass bei den existierenden Gummireibungstheorien lediglich die beiden Hauptkomponenten des Gesamtreibkoeffizienten, die Hysterese- und Adhäsionsreibung, beschrieben werden. Der Formschluss wird nicht betrachtet. Es wird vermutet, dass genau dieser Formschluss jedoch zu einer Erhöhung der übertragbaren Abscherkräfte und somit zu einer Erhöhung des Reibkoeffizienten μ führt. Diese Hypothese gilt es innerhalb einer experimentellen Untersuchung zu belegen. Das Ziel ist es, ein Reibmodell zu entwickeln, das sowohl die Materialeigenschaften des Elastomers und die Charakteristika der Reiboberfläche berücksichtigt, als auch den zusätzlichen Beitrag durch Formschluss enthält (vgl. hierzu Gleichung (1.1) des Kapitels 1.2).

6. Materialien und experimentelle Untersuchungsmethoden

Für die nachfolgend vorgestellte experimentelle Untersuchung der Kraftübertragung sowie der Elastomerreibung auf rauen Oberflächen bei aktiv betriebenen Vakuumbreifern wurden Vakuumbreifer des Typs E (vgl. Abbildung 2.6b) eingesetzt. Als Basis diente ein handelsüblicher Vakuumbreifer (Typ: SPK 200) der Firma Schmalz GmbH. Die Aluminiumträgerplatte wurde hierfür geringfügig modifiziert. In den kommenden Kapiteln erfolgt eine detaillierte Beschreibung des verwendeten Vakuumbreifers sowie der Elastomerreibeinlagen, die aus verschiedenen Materialien und Geometrien hergestellt wurden. Es wird zudem ein Verfahren zur Herstellung von Nachbildungen realer Oberflächen vorgestellt, um bei den durchzuführenden Untersuchungen immer identische Materialpaarungen zu gewährleisten. Um die Oberflächenrauheit ausreichend charakterisieren zu können, wird ein Messsystem vorgestellt, das über einen relativ großen Messbereich verfügt und zeitgleich eine sehr hohe Genauigkeit garantiert. Abschließend werden der entwickelte Versuchsstand und dessen Komponenten vorgestellt und das Versuchsprogramm zur Identifizierung der einzelnen Einflussfaktoren aufgezeigt.

6.1. Aufbau und Beanspruchung des verwendeten Vakuumbreifers

Für die Untersuchung der übertragbaren Abscherkräfte parallel zum Untergrundmaterial wurde ein Vakuumbreifer des Typs E ausgewählt. Der Vakuumbreifer besteht wie in Kapitel 2.2 beschrieben aus einer steifen Aluminiumträgerplatte, in die eine Elastomerreibeinlage sowie eine Dichtlippe aus Moosgummi eingesteckt werden können (vgl. Abbildung 6.1). Als Basis für die folgenden Untersuchungen kam der Vakuumbreifer SPK 200 der Firma Schmalz GmbH zum Einsatz, wobei die handelsübliche Reibeinlage entfernt und durch eigens hergestellte Reibeinlagen ersetzt wurde. Anpassungen an der Aluminiumträgerplatte wurden ebenfalls durchgeführt. Die Dichtlippen aus einem Moosgummi¹ wurden übernommen, wobei diese in regelmäßigen Abständen durch neue Dichtlippen ersetzt wurden. Wird im Wirkraum des Vakuumbreifers ein Vakuum erzeugt, so drückt der Umgebungsdruck den Vakuumbreifer gegen das verwendete Untergrundmaterial. Bei einem anschließenden Abschervorgang reibt die Elastomerreibeinlage über die Rauheit des Untergrundmaterials. Die flexible Dichtlippe wird komprimiert, wobei auch sie einen Reibprozess durchläuft. Um ausführliche Aussagen über das Verhalten der Reibeinlage beim Reibprozess machen zu können, wurde in dieser Arbeit die Wirkung der Dichtlippe vom gesamten

¹Material der Dichtlippe: Ethylen-Propylen-Dien-Kautschuk (EPDM) mit einer Härte von 15 ShA.

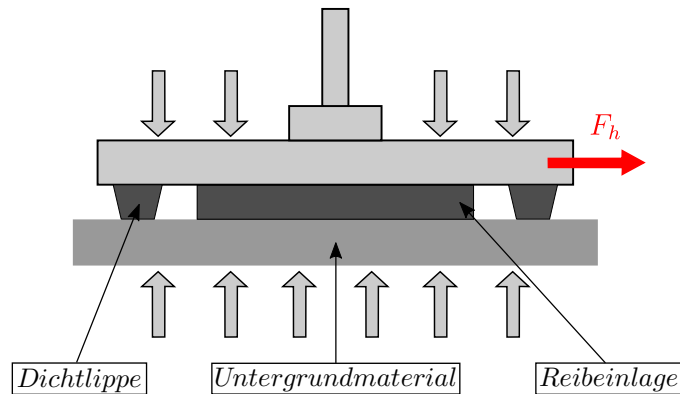


Abbildung 6.1.: Schematische Darstellung des verwendeten Vakuumgreifertyps

Reibprozess entkoppelt. Eine detailliertere Beschreibung erfolgt in Kapitel 6.4.

6.2. Herstellung der Probekörper

Für die experimentellen Untersuchungen wurden Probekörper mit unterschiedlichen Rauheiten hergestellt. Die Herstellung erfolgte anhand eines Verfahrens zur Nachbildung rauer Oberflächenstrukturen, das am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) vom Lehrstuhl für Fahrzeugtechnik des Instituts für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) entwickelt wurde [8]. Ziel war die Herstellung verschiedener Oberflächenrauheiten aus einem einheitlichen Werkstoff. Bei den Reibversuchen kann dadurch von einer einheitlichen Materialpaarung ausgegangen werden. Unerwünschte Beiträge, die als Ergebnis unterschiedlicher Materialpaarungen in die Reibkurven eingehen und zu Fehlinterpretationen führen, werden dadurch vermieden. Informationen über die künstlich erstellten Probekörper können Tabelle 6.1 entnommen werden.

Tabelle 6.1.: Auflistung der künstlich erzeugten Probekörper

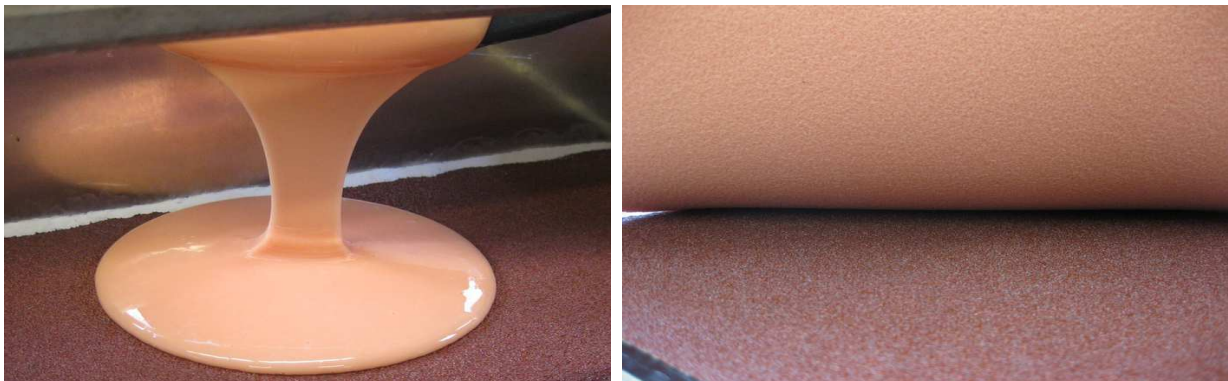
Probekörper	Beschreibung	Probekörper	Beschreibung
Probe 1	Beton (thermisch bearbeitet)	Probe 9	Pflasterplatte (scharfkantig)
Probe 2	Waschbeton	Probe 10	Pflasterplatte (glasiert)
Probe 3	Beton (kugelgestrahlt)	Probe 11	Schleifpapier (Körnung 100)
Probe 4	Beton (feiner Besenstrich)	Probe 12	Granit (gestockt, Grad 1)
Probe 5	Beton (abgezogen)	Probe 13	Granit (gestockt, Grad 2)
Probe 6	Beton (grober Besenstrich)	Probe 14	Granit (gestockt, Grad 3)
Probe 7	Plexiglas	Probe 15	Granit (gestockt, Grad 4)
Probe 8	Schleifpapier (Körnung 40)		

Ein weiterer Grund für die Herstellung künstlicher Oberflächen waren die teilweise spröden Strukturen ausgewählter realer Oberflächen. Bei sich wiederholenden Versuchen auf realen Oberflächen besteht die Gefahr der Beschädigung der Oberfläche. Die Reproduzierbarkeit

der Messergebnisse wäre in beiden Fällen nicht gegeben. Aus diesem Grund wurden von allen realen Oberflächen Replikate nach einem bestimmten Verfahrensmuster hergestellt.

6.2.1. Negativabdrücke

Für die Herstellung der Replikate wurden zunächst Negativabdrücke der realen Oberflächen erstellt. Für die Negativmasse wurde ein Zweikomponenten-Silikon verwendet, das zusätzlich mit einem Verzögerer vermischt wurde. Durch die Zugabe des Verzögerers wurde der Aushärtvorgang des Silikons verlängert, wodurch auch die kleinsten Kavitäten der realen Oberflächen ausgefüllt werden konnten. Bei Vorversuchen hatte sich ein Anteil des Verzögerers von 0,1 Massenprozent als ideal erwiesen. Für die Herstellung eines Negativabdruckes wurden die beiden Silikon-Komponenten NEUKASIL RTV 22 und NEUKASIL Vernetzer A 142 der Firma Altropol zu jeweils 860 g zusammengemischt. Hinzu kam der zuvor erwähnte Verzögerer SN 2432 mit einem Anteil von 0,86 g. Die originalen Oberflächen wurden zur Herstellung der Negativabdrücke in eine flexible Schalung eingebracht und dort fixiert. Fugen zwischen der originalen Oberfläche und der Schalung wurden mit Knetmasse abgedichtet, um ein Ausfließen des Silikons zu vermeiden. Das Ausgießen der Form musste stets langsam erfolgen, um unerwünschte Lufteinschlüsse zu vermeiden (vgl. Abbildung 6.2a). Nach Aushärten des Silikons konnte die Schalung entfernt und der Negativabdruck von der originalen Oberfläche abgezogen werden. Der Ablösevorgang kann Abbildung 6.2b entnommen werden.



(a) Übergießen einer Schleifpapieroberfläche der Körnung 40 mit einem Zweikomponenten-Silikon (b) Ablösen des ausgehärteten Negativabdruckes von der originalen Oberfläche

Abbildung 6.2.: Herstellung der Negativabdrücke

6.2.2. Nachbildung der Original-Oberflächen

Nach Fertigstellung der Negativabdrücke wurden diese zur Herstellung der Replikate vorbereitet. Die Silikon-Negative wurden spannungsfrei in eine spezielle Schalung eingebracht und im umfließenden Verfahren mit einem Zweikomponenten-Harz übergossen. Für die Herstellung eines Replikates wurden die beiden Harz-Komponenten NEUKADUR Härter ISO 2 und NEUKADUR MultiCast 12 der Firma Altropol sowie der Korund SK III

(Fa. TOP MINERAL) mit einer Körnung von 0,075-0,125 mm zu jeweils 620 g zusammengemischt. Das Übergießen des Negativ-Abdruckes ist in Abbildung 6.3a dargestellt. Als Streckmittel und Füllstoff wurde dem Harz Korund beigemischt, um für die durchzuführenden Versuche die nötige Steifigkeit zu erhalten. Auch in diesem Fall wurden Vorversuche zur idealen Mischungszusammensetzung durchgeführt. Ein optimaler Anteil des Korunds von 100 Massenprozent konnte dadurch festgestellt werden. Nachdem das Harz ausgehärtet war, konnte die Schalung entfernt und der Negativabdruck vom Replikat abgezogen werden (vgl. Abbildung 6.3b).



(a) Übergießen des Negativabdruckes mit einem mit Korund gefüllten Zweikomponenten-Harz (b) Ablösen des Negativabdruckes vom Replikat

Abbildung 6.3.: Herstellung der Replikate

6.3. Vermessung der Oberfläche

Die Vermessung der Oberfläche ist zwingend erforderlich, um den Reibprozess eines Elastomers auf einer gegebenen Oberfläche zu beschreiben. Technische Oberflächen können wie in Kapitel 5.1 beschrieben, mit Hilfe der fraktalen Geometrie charakterisiert werden. Die Vermessung aller Oberflächen erfolgte in zwei Schritten. Zunächst wurde die Mikrorauheit mit Hilfe des Skid Resistance Testers (SRT-Pendel) ermittelt [16]. Ziel dieser ersten qualitativen Erfassung der Oberflächenrauheit war die Einteilung der gegebenen Oberflächen in Gruppen gleicher Mikrorauheiten. Diese spielen wie bereits beschrieben eine wesentliche Rolle bei der Beschreibung der Gummireibung. Zusätzlich wurde die Makrorauheit mit Hilfe einer genormten Ausflussmessung nach Moore ermittelt [15]. Bei der Betrachtung der Gummireibung, wie sie in dieser Arbeit vorgestellt wird, spielt die Makrorauheit allerdings eine untergeordnete Rolle. In einem zweiten Schritt wurden dann alle Oberflächen mit Hilfe eines optischen Sensors vermessen.

6.3.1. Messung der Mikro- und Makrorauheit

Eine qualitative Beschreibung der Mikro- und Makrorauheit erfolgte mit Hilfe des sogenannten SRT-Pendels bzw. mit Hilfe einer genormten Ausflussmessung nach Moore. Der

Pendeltest beschreibt ein Verfahren zur Bestimmung der Griffigkeit einer Oberfläche. Diese wird mit einem am Ende des Pendelarms befestigten Gleitkörper aus einem genormten Gummi gemessen. Mit dem Verfahren kann ein Oberflächenbereich von ca. $0,01 \text{ m}^2$ vermessen werden. Für die Messung wird der Pendelarm in seiner horizontalen Ausgangslage arretiert. Nach Auslösen des Pendels schwingt der Gummigleitkörper über die zu untersuchende Prüffläche. Die Steighöhe, die das Pendel nach Überstreichen der Prüffläche erreicht, kann auf einer kalibrierten Skala des SRT-Pendelgerätes abgelesen werden. Der Energieverlust, der sich durch das Überstreichen des Gummigleitkörpers über die Prüffläche ergibt, ist ein Maß für die Oberflächengriffigkeit [16].

Da bei diesem Verfahren lediglich die oberste Region der Rauheit in Kontakt mit dem genormten Gleitkörper kommt, gilt das Verfahren zudem als Maß für die Mikrorauheit. Die Versuchsdurchführung mit dem SRT-Pendel ist exemplarisch auf der linken Darstellung der Abbildung 6.4 zu sehen. Die Probekörper wurden unter dem SRT-Pendel so ausgerichtet, dass die Messungen lediglich in dem Bereich der Oberfläche erfolgten, in dem später die Reibversuche durchgeführt wurden. Außerdem wurde stets in späterer Abscherrichtung gemessen. Die Ergebnisse der SRT-Pendelmessung können Abbildung 6.5 entnommen werden. Obwohl die Probekörper ein unterschiedliches Erscheinungsbild aufweisen, konnte festgestellt werden, dass ein Großteil der hergestellten Replikate ähnliche SRT-Werte, d.h. vergleichbare Mikrorauheiten, haben.



(a) Messung der Mikrorauheit mit dem SRT-Pendel



(b) Messung der Makrorauheit mit dem Ausflussmesser nach Moore

Abbildung 6.4.: Qualitative Messung der Mikrorauheit mit dem SRT-Pendel und der Makrorauheit mit dem Ausflussmessers nach Moore

Wie bereits beschrieben, wurde zusätzlich zur Mikro- auch die Makrorauheit der Probekörper ermittelt. Zur Bestimmung der Makrorauheit kam ein Verfahren aus dem Straßenbau bzw. der Fahrzeugtechnik zum Einsatz. Es handelt sich um die Ausflussmessung nach Moore zur Bestimmung der horizontalen Entwässerung zwischen Fahrbahn und Reifen [15]. Für die Messung der Makrorauheit wurde das Ausflussmessgerät auf die Oberfläche des Prüfkörpers gestellt und mit Wasser gefüllt (vgl. Abbildung 6.4b). Die Zeit, die benötigt wird, bis der Wasserspiegel von einer oberen Markierung des zylindrischen Messgerätes bis zu

einer unteren Markierung abgefallen ist, wird aufgezeichnet und entspricht dem OT_P -Wert, der Abbildung 6.5 entnommen werden kann. Die mit dem Ausflussmessgerät gewonnenen Ergebnisse stellen lediglich grobe Anhaltswerte dar. Detailliertere Aussagen über die Oberflächenbeschaffenheit sind mit diesem Verfahren nicht möglich, weshalb im weiteren Verlauf dieser Arbeit nicht mehr auf die Ergebnisse mit dem Ausflussmessgerät eingegangen werden soll.

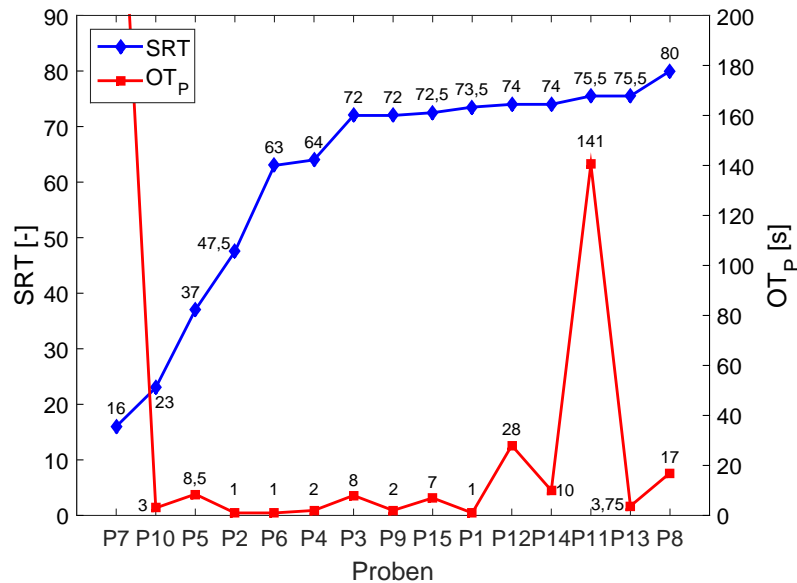


Abbildung 6.5.: Mikro- und Makrotexturwerte der hergestellten Kunstharzreplikate

Mit Hilfe dieser ersten qualitativen Untersuchung der Oberflächenrauheiten konnten Probekörper mit ähnlichen SRT-Werten zu Gruppen zusammengefasst werden. Dies ermöglicht es, bereits im Vorfeld Aussagen darüber zu treffen, bei welchen Probekörpern tendenziell ähnliche Ergebnisse bei den Reibmessungen zu erwarten sind. Für die spätere Versuchsdurchführung wurden Probe 8 (Schleifpapier mit Körnung 40) und Probe 15 (Granit, gestockt, Grad 4) gewählt. Während Probe 8 als Referenzoberfläche mit dem höchsten SRT-Wert steht, wurde zusätzlich Probe 15 gewählt, da diese Oberfläche repräsentativ für eine ganze Reihe von Oberflächen steht, die ähnliche SRT-Werte zeigen (vgl. Abbildung 6.5) und als Praxisbeispiel beim Einsatz eines Kletterroboters angesehen werden kann.

6.3.2. Messung der Oberflächentopografie

Ein wesentlich genaueres Verfahren zur Beschreibung der Oberflächentopografie ist die optische Vermessung mittels berührungsloser Sensoren. Wie bereits beschrieben, hängt der Verlauf der Höhendifferenzkorrelation von der Wahl des verwendeten Messgerätes ab. Je höher die laterale Auflösung des Sensors, desto besser können kleinste Mikrorauheiten erfasst sowie die Höhendifferenzkorrelationsfunktion dargestellt werden (vgl. Kapitel 5.1). Die in dieser Arbeit untersuchten Probekörperoberflächen wurden deshalb mit einem konfokalen Messsystem vermessen. Polychromatisches Licht (Weißlicht) wird hierbei durch eine mehrlinsige Optik auf die Messobjektfläche fokussiert. Das Licht wird in seine monochromatischen Wellenlängen zerlegt. Diejenige Wellenlänge wird anschließend zur Messung

herangezogen, die sich exakt auf dem Messobjekt fokussiert. Das reflektierte Licht gelangt zu einer Filter-Lochblende und wird auf einem lichtempfindlichen Sensorelement abgebildet, auf dem die zugehörige Spektralfarbe erkannt und ausgewertet wird (Spektrometer). Das Messprinzip kann Abbildung 6.6 entnommen werden. Im Vergleich zu den ebenfalls verwendeten Lasertriangulationssensoren konnten aufgrund der höheren lateralen Auflösung und des Messprinzips wesentlich genauere Aufnahmen der Oberflächenrauheiten generiert werden.

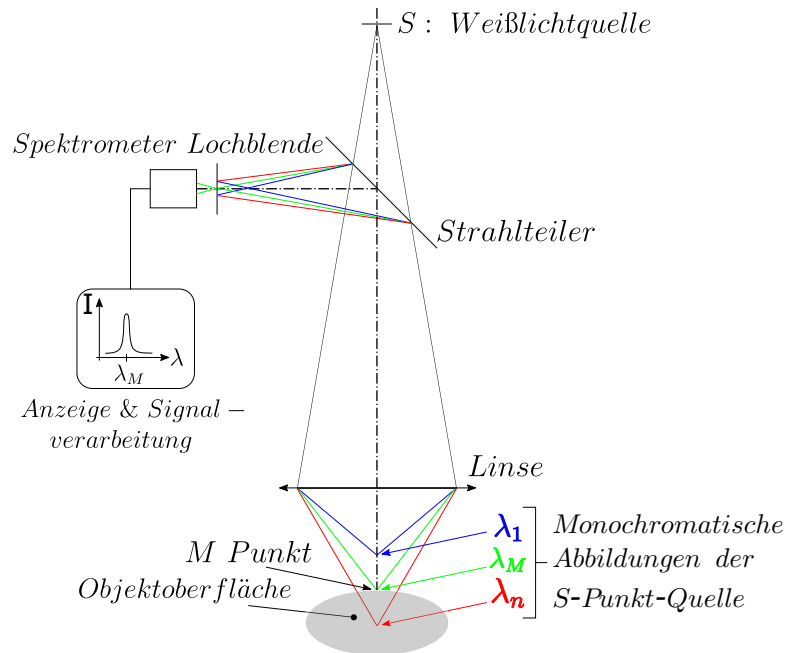


Abbildung 6.6.: Schematische Darstellung des chromatisch-konfokalen Messprinzips nach [81]

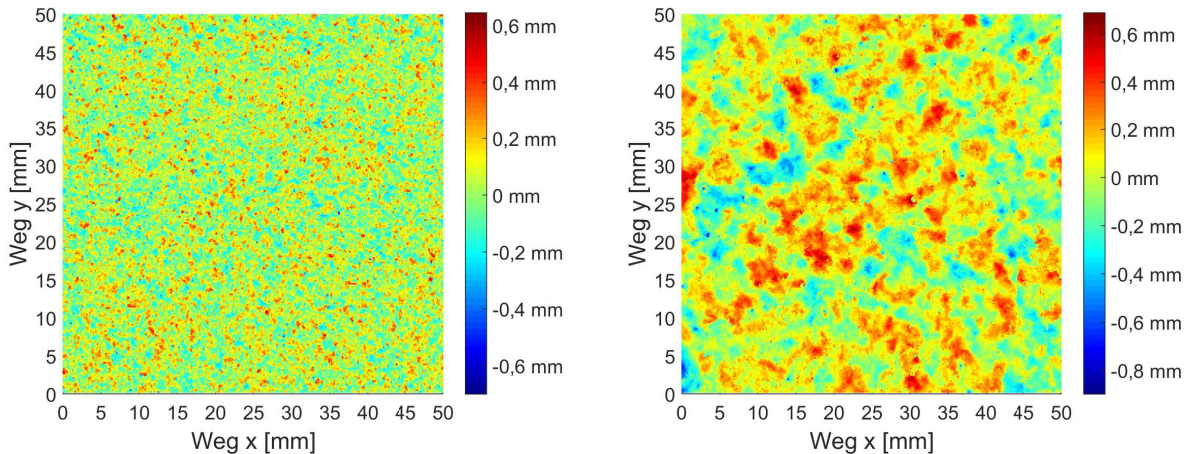
Zur Vermessung der unterschiedlichen Oberflächen konnte auf insgesamt vier konfokale Sensoren mit unterschiedlichen Messbereichen zurückgegriffen werden. Es handelt sich hierbei um die Sensortypen CL 3, CL 4, OP 6000 und CL 5 der Firma Polytec. Die Messcharakteristika der einzelnen Sensoren können Tabelle 6.2 entnommen werden. Der Messpunktdurchmesser bzw. die laterale Auflösung sind bei den verwendeten Sensoren charakte-

Tabelle 6.2.: Messcharakteristika der verwendeten Sensoren und Vergrößerungsoptiken

Modelltyp	CL 3	CL 4	OP 6000	CL 5
Messbereich [mm]	1,1	3,0	6,0	10,0
Arbeitsabstand [mm]	12,7	16,4	27,3	29
Max. Objekt-Steigung [°]	±27	±22	±22	±14
Axiale Auflösung (Genauigkeit) [μm]	0,2	0,4	0,6	0,9
Vergrößerungsoptik	MG 140	MG 35	-	MG 35
Messpunktdurchmesser [μm]	4	8	12,5	16
Laterale Auflösung [μm]	2	4	6,25	8

ristische Kenngrößen. Je kleiner der Messbereich, desto kleiner der Messpunktdurchmesser bzw. die laterale Auflösung. Grenzen für die Verwendbarkeit der Modelltypen ergeben sich jedoch durch die zu erwartende Rauheit der zu untersuchenden Oberfläche. Um einheitliche Messergebnisse zu erhalten, wurden alle Probekörper mit dem Sensortyp CL 5 vermessen. Damit war es möglich, einen Messbereich von 10 mm, der für alle zu vermessenden Oberflächen geeignet war, zu untersuchen. Die Kombination aus CL 5 und MG 35 lieferte einen Messpunktdurchmesser von $16 \mu\text{m}$ und eine laterale Auflösung von $8 \mu\text{m}$.

Zur Vermessung der Probekörperoberflächen wurde der Sensor CL 5 inklusive Vergrößerungsoptik MG 35 mit Hilfe eines Adapters an einer CNC-Fräsmaschine angebracht. Die Probekörper wurden auf dem Aufspanntisch der CNC-Fräsmaschine ausgerichtet und fixiert. Anschließend wurden die Oberflächen in einem Messfeld von $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$ abgetastet. Für die Vermessung wurde eine Schrittweite von $0,2 \text{ mm}$ gewählt, so dass für jedes Messfeld 250 Profilschnitte zur Verfügung standen. Die Abtastung der Profilschnitte erfolgte stets in späterer Abscherrichtung. Für Oberflächen mit sehr großen Rauheiten wurde zusätzlich ein Messfeld mit einer Größe von $160 \text{ mm} \times 160 \text{ mm}$ aufgenommen. Die Vermessung erfolgte dabei mit einer Schrittweite von $0,5 \text{ mm}$, so dass in diesem Fall 320 Profilschnitte erfasst werden konnten. Die Profilschnitte wurden anschließend zu einem 3D-Mesh-Grid zusammengesetzt. Die beiden Oberflächen der Proben 8 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4) sind in Abbildung 6.7 dargestellt.



(a) Gemessenes Oberflächenprofil des Probekörpers 8 (Schleifpapier 40) (b) Gemessenes Oberflächenprofil des Probekörpers 15 (Gestockt 4)

Abbildung 6.7.: Oberflächenprofile unterschiedlicher Probekörper (Messfeld: $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$)

Es sei erwähnt, dass abhängig von der Oberflächenrauheit unterschiedlich große Messfelder zur Charakterisierung einer Oberfläche herangezogen werden können. Für relativ glatte Oberflächen reichen in der Regel bereits Messfelder von wenigen Quadratmillimetern aus, während zur vollständigen Beschreibung von rauen Oberflächen wesentlich größere Messfelder betrachtet werden sollten. Die mit den Profilschnitten erstellbare Höhendifferenzkorrelationsfunktion und die daraus ableitbaren Oberflächendeskriptoren gehen direkt in die Modellierung der Elastomerreibung ein.

6.4. Getrennte Betrachtung von Dichtlippe und Elastomerreibeinlage

Wird im Wirkraum eines Vakuumgreifers ein Unterdruck erzeugt, so drückt der Umgebungsdruck den Vakuumgreifer gegen das Untergrundmaterial, wobei die flexible Dichtlippe so weit komprimiert wird, bis die Reibeinlage auf dem Untergrundmaterial aufliegt. Um lediglich den Effekt der Elastomerreibeinlage beim Abscherprozess untersuchen zu können, musste die Wirkung der Dichtlippe vom gesamten Reibprozess entkoppelt werden. Hierfür wurden die Nachbildungen der Originaloberflächen auf dem Arbeitstisch einer CNC-Fräsmaschine ausgerichtet und verspannt. Anschließend wurden Kreistaschen in die Replikat gefräst. Der Fräsvorgang ist exemplarisch in Abbildung 6.8a zu sehen. Die Kreistaschen wurden so dimensioniert, dass in der Mitte des Probekörpers eine Fläche zur Verfügung stand, die für die Reibversuche noch ausreichend war. Danach wurden die zuvor gefrästen Kreistaschen wiederum ausgerichtet und mit dem in Kapitel 6.2 beschriebenen Zweikomponentenharz bis zu einem bestimmten Maß ausgegossen. Ein Probekörper mit ausgegossener und ausgehärteter Kreistasche ist in Abbildung 6.8b dargestellt. Auf der kreisrunden Fläche in der Mitte der Probekörper wurden später die Reibversuche mit den unterschiedlichen Elastomerreibeinlagen durchgeführt, während in den mit dem Zweikomponentenharz ausgefüllten Kreistaschen die Dichtlippen ohne größeren Widerstand gleiten konnten. Zur Vorbereitung der eigentlichen Reibversuche wurden später Voruntersuchungen ohne Reibeinlage durchgeführt. Ziel hierbei war die Ermittlung des alleinigen Dichtlippenbeitrages beim Reibprozess. Die Kraftkurven der Dichtlippe wurden für unterschiedliche Abschergeschwindigkeiten und bei verschiedenen Temperaturen aufgenommen und bei der späteren Auswertung der Gesamtkraftkurven als Offset-Kraft berücksichtigt.



(a) Fräsvorgang zur Herstellung der Kreistaschen



(b) Ausgefüllte Kreistasche nach Erhärtung des Zweikomponentenharzes

Abbildung 6.8.: *Entkopplung des Einflusses der Dichtlippe vom Gesamtreibprozess durch Modifizierung der Probekörper mit Kreistaschen*

6.5. Herstellung der Elastomerreibeinlagen

Zur Herstellung der Elastomerreibeinlagen wurden verschiedene Gummimischungen verwendet. Die Mischungen unterscheiden sich vor allem durch die Zugabe des verwendeten Füllstoffs zum Basispolymer, das bei allen Mischungen einem NBR entsprach. Um den Beitrag des Formschlusses zur Gesamtreibkraft näher untersuchen zu können, wurden zudem die Elastomerreibeinlagen mit verschiedenen Geometrien hergestellt.

6.5.1. Geometrien der Reibeinlagen

Für die Untersuchung des Formschlussbeitrages bei der Gummireibung wurden Elastomerreibeinlagen mit verschiedenen Geometrien hergestellt. Alle Reibeinlagen weisen die gleiche nominelle Kontaktfläche A_0 auf (vgl. Abbildung 6.9). Bei Reibeinlage 1.1 und 1.2 (RE-1.1 und RE-1.2) handelt es sich um vollflächige Muster. RE-1.1 wurde später als Referenzmuster verwendet, um lediglich die Hysterese- und Adhäsionsreibung auf trockenem Untergrund untersuchen zu können. Um den Einfluss des Formschlusses zu unterdrücken, wurde bei dieser Reibeinlage die umlaufende Kante angeschliffen. Die CAD-Modellierung der Reibeinlagen lieferte eine effektive Kantenlänge für RE-1.2 von $l_K = 90$ mm. Für die Reibeinlagen 4 und 5 (RE-4 und RE-5) ergaben sich effektive Kantenlängen von $l_K = 530$ mm und von $l_K = 990$ mm. Die Abscherung erfolgte später stets senkrecht zum Verlauf der Kanten (vgl. Abbildung 6.9). Es sei darauf hingewiesen, dass sich durch Drehung von RE-4 und RE-5 um 90° zwei weitere Geometrien ergeben. Diese wurden als Reibeinlagengeometrien RE-2 und RE-3 eingestuft. Da mit den gegebenen Reibeinlagengeometrien jedoch der Beitrag des Formschlusses zum Gesamtreibungskoeffizienten μ ermittelt werden soll, wurden die Reibeinlagengeometrien RE-2 und RE-3 nicht weiter untersucht.

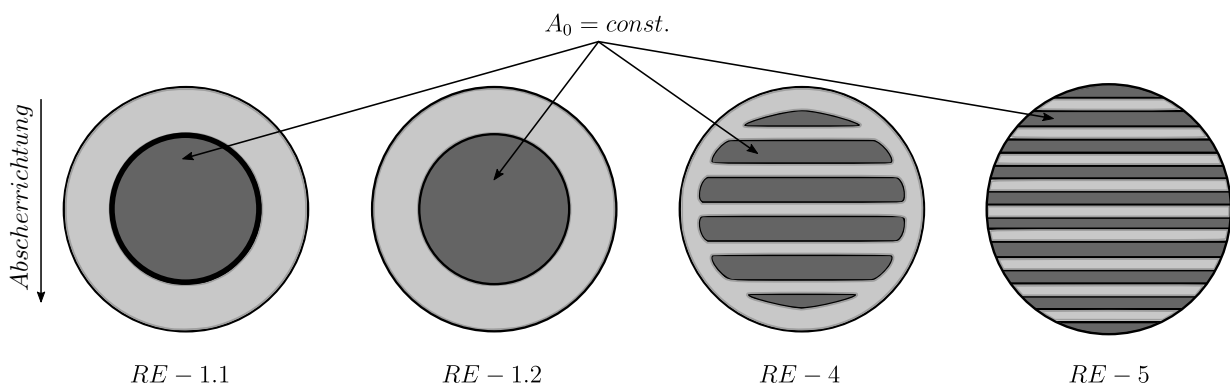


Abbildung 6.9.: Reibeinlagengeometrien

6.5.2. Verwendete Materialien für die Reibeinlagen

Für die experimentelle Untersuchung des Materialeinflusses auf das Kraftübertragungsverhalten der Vakuumgreifer-Reibeinlagen wurden verschiedene Gummimischungen hergestellt. Die experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit wurden mit insgesamt drei Gummimischungen durchgeführt. Eine dieser Mischungen wurde bei der Firma Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH hergestellt und lediglich für eine qualitative Versuchsreihe

zur Ermittlung des Temperatureinflusses sowie des Einflusses der Abschergeschwindigkeit verwendet. Die Mischungszusammensetzung kann Tabelle B.1 des Anhang B entnommen werden. Von besonderem Interesse für die experimentellen Untersuchungen war der Füllstoffeinfluss. Hierfür wurden zwei weitere Mischungen am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie (DIK) hergestellt. Um den Einfluss des Füllstoffes beschreiben zu können, wurde die Grundrezeptur der Mischungen konstant gehalten, während lediglich zwei unterschiedliche Füllstoffe verwendet wurden.

6.5.2.1. Mischungsherstellung und Vulkanisation

Die Mischungen zur Ermittlung des Füllstoff- und Formschlusseinflusses wurden in einem GK 5 E Innenmischer von Werner & Pfleiderer am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie (DIK) hergestellt. Die genaue Mischungszusammensetzung der beiden am DIK hergestellten Elastormischungen kann Tabelle 6.3 entnommen werden.

Tabelle 6.3.: *Mischungszusammensetzung der am DIK hergestellten NBR-Mischungen*

Pos.	Komponente	NBR aktiv [phr]	NBR passiv [phr]
1	NBR NT 2845	100	100
2	N 330	40	-
3	N 990	-	40
4	Stearinsäure	1,5	1,5
5	Zinkoxid	5	5
6	TMQ	1	1
7	Mesamoll II	10	10
8	CBS	2	2
9	TMTD	0,2	0,2
10	Schwefel	1,5	1,5

Zunächst wurde der NBR für eine Minute im Innenmischer gemischt. Danach wurden dem NBR 2/3 des entsprechenden Rußes zzgl. der Positionen 4 bis 6 aus Tabelle 6.3 beigefügt und für zwei Minuten gemischt. Anschließend erfolgte die Beigabe des übrig gebliebenen Rußes sowie des Weichmachers Mesamoll II und die Mischung weiterer zwei Minuten. Abschließend wurden die Vulkanisationsbeschleuniger CBS und TMTD sowie Schwefel der Mischung hinzugegeben und für fünf Minuten gewalzt. Der zeitliche Fortschritt einer chemischen Reaktion bzw. der Vernetzungsreaktion erfolgt durch Ermittlung des Vernetzungsgrades in Abhängigkeit der Zeit bei einer fest eingestellten Temperatur. Die Messung des Vernetzungsgrades erfolgt mittels eines Vulkameters, der die Veränderung des Schubmoduls in Abhängigkeit von der Zeit erfasst [89].

Für die hergestellten Mischungen wurden dementsprechend Vulkameterkurven mittels eines Monsanto Rheometers MDR 2000 E aufgenommen. Hierfür wurde eine ungefüllte Probe bei einer konstanten Temperatur von 160 °C zyklisch deformiert und dabei das resultierende Drehmoment S' gemessen. Der Kurvenverlauf der beiden Messungen kann Abbildung 6.10 entnommen werden. Mit zunehmendem Vernetzungsgrad steigt das Drehmoment an und erreicht ein Maximum. An dieser Stelle ist die Vernetzung zu 100 % abgeschlossen.

Im weiteren Verlauf dominiert immer mehr der Schwefelbrückenabbau, mit dem eine Alterung des Materials einhergeht. Infolgedessen nimmt das Drehmoment wieder ab. Die Vulkanisationszeit entspricht der Zeit, bei der das Drehmoment das erste Mal 90 % des Maximalwertes erreicht hat. Die aktive Mischung (NBR-N330) weist ein wesentlich höheres Drehmoment auf als die Mischung mit dem passiven Füllstoff (NBR-N990). Nach der Mischungsherstellung und der anschließenden Bestimmung der Vulkanisationszeit wurden Probelplatten mit einer Dicke von 2 mm und die Reibeinlagen bei einer Temperatur von 160 °C und einer Gesamtzeit von $t = t_{90\%} + (1 \text{ min}/1 \text{ mm Werkstückdicke})$ vulkanisiert.

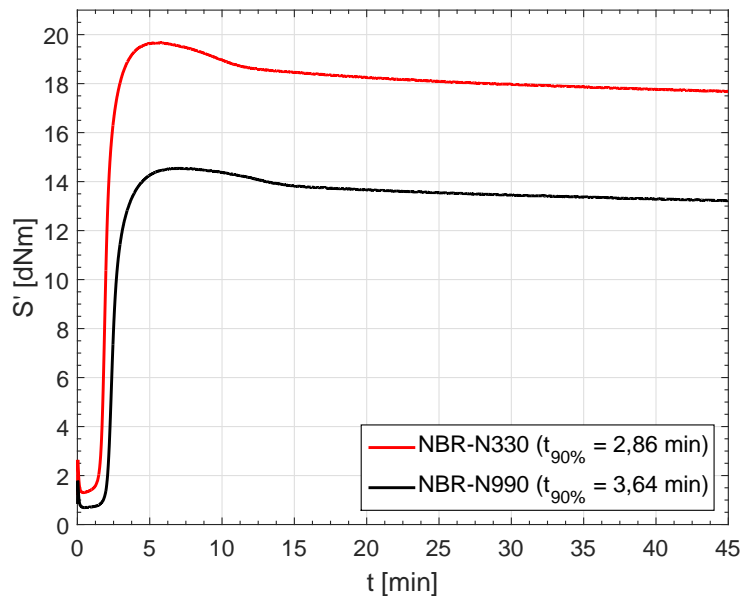


Abbildung 6.10.: Vulkameterkurven der aktiven (NBR-N330) und passiven (NBR-N990) Mischung

6.5.2.2. Materialanalyse

Die dynamisch-mechanischen Eigenschaften eines viskoelastischen Werkstoffs können unterschiedlich gemessen werden. Ohne einen erhöhten experimentellen Aufwand ist jedoch lediglich ein eingeschränkter Bereich des relevanten Frequenzspektrums zugänglich. Aus technischen Gründen kann lediglich auf einen Bereich von ca. 0,01 Hz bis ca. 10 Hz zurückgegriffen werden [92]. Gerade für die Untersuchung der Gummireibung ist jedoch ein Frequenzbereich von 100 Hz bis ca. 1 MHz von Interesse [92].

Wie bereits in Kapitel 3.3 erläutert, lässt sich für dieses Problem das Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip nutzen. Mit Hilfe von horizontalen Verschiebungsfaktoren lassen sich die sogenannten Masterkurven aufstellen, die für die Beurteilung der Gummireibung von wesentlicher Bedeutung sind. Für weitere notwendige Untersuchungen wurden die 2 mm starken Probelplatten verwendet. Aus den Probelplatten wurden Probestücke der Größe 40 mm × 10 mm herausgestanzt und mit dem System ARES von TA Instruments auf deren dynamisch-mechanische Eigenschaften hin überprüft². Das Prüfgerät bringt auf die

²Die dynamisch-mechanischen Eigenschaften von viskoelastischen Werkstoffen können mit Hilfe einer dynamisch-mechanischen Analyse (DMA) ermittelt werden.

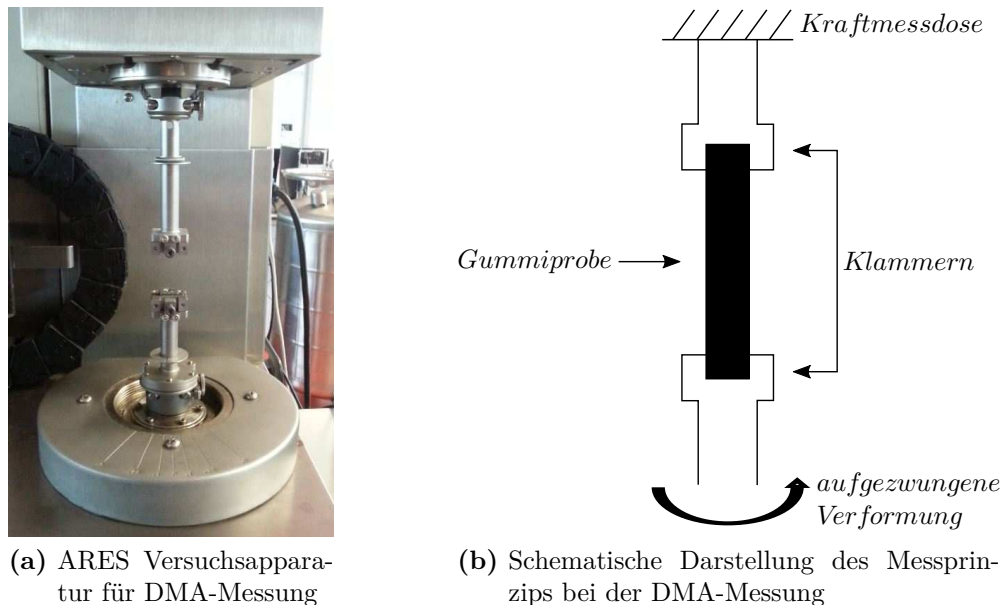


Abbildung 6.11.: Messprinzip zur Bestimmung der dynamisch-mechanischen Eigenschaften

Streifenprobe eine oszillierende Scherung auf. Zeitgleich wird das auftretende Drehmoment gemessen (vgl. Abbildung 6.11).

Wenn die Auslenkung im Verhältnis zur Probenhöhe klein ist, so entspricht die Torsion der Streifenprobe einer reinen Scherung. Der gemessene komplexe Schubmodul G^* , der sich aus der Zeitverschiebung zwischen Verformung und übertragenem Drehmoment ergibt, wird in dessen Anteile G' und G'' aufgeteilt. Zunächst wurden die Streifenproben bei einer kleinen Scheramplitude von $\epsilon = 0,1\%$ untersucht. Dadurch wird sichergestellt, dass das Material sich im sogenannten linearen Bereich³ befindet. Zudem wurde für die Ermittlung der horizontalen Verschiebungsfaktoren die passive Mischung (NBR-N990) verwendet, da bei dieser der Einfluss des Füllstoffs auf das Vulkanisat gering ist.

In Abbildung 6.12a sind die gemessenen frequenzabhängigen Kurven bei verschiedenen Temperaturen dargestellt. Die Einzelmessungen wurden bei Temperaturen von -80°C bis $+80^\circ\text{C}$ sowie bei Frequenzen von $0,1\text{ rad/s}$ bis 100 rad/s ($0,016\text{ Hz}$ bis 16 Hz) durchgeführt. Diese werden temperaturabhängig entlang der Frequenzachse zu höheren Frequenzen verschoben, indem die Frequenz mit einem temperaturabhängigen Verschiebungsfaktor a_T multipliziert wird.

Bei einer kleinen Scheramplitude von $0,1\%$ können dann die horizontalen Verschiebungsfaktoren zur Erstellung einer Masterkurve bestimmt werden. Die resultierende Masterkurve ist in Abbildung 6.12b dargestellt. Anschließend wurden die aktive und die passive Mischung bei einer höheren Amplitude von $2,5\%$ vermessen und die entsprechenden Masterkurven mit Hilfe des Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzips erstellt. Die Untersuchungen erfolgten bei einer Referenztemperatur von $T_{ref} = 20^\circ\text{C}$.

Als Zusatz konnte aus den Messdaten die Temperaturabhängigkeit des Speicher- (G') und

³Amplitude von $0,1\%$, da nur in diesem Bereich das Gummi einen linearen Zusammenhang zwischen Kraft und Weg aufzeigt.

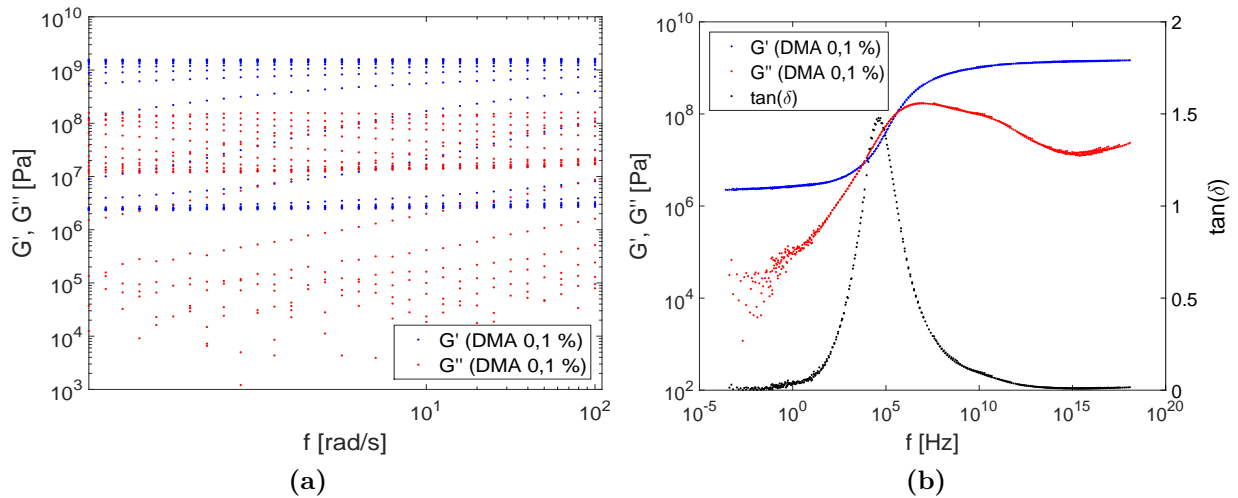


Abbildung 6.12.: Frequenz- und temperaturabhängige dynamisch-mechanische Messungen an einem mit Ruß gefüllten NBR ($\epsilon = 0,1 \%$, NBR-N990) (a) frequenzabhängige Messwerte bei verschiedenen Temperaturen (b) resultierende Masterkurven der Moduln

Verlustmoduls (G''), die bereits in Kapitel 3.2 erläutert wurde, dargestellt werden. Bei niedrigen Temperaturen können Bewegungen der Polymerketten kaum stattfinden, was bei den dynamischen Untersuchungen eine geringe Energiedissipation zur Folge hat. Das Polymer befindet sich in einem glasartigen Zustand bei einem sehr hohen elastischen Modul. Mit zunehmender Temperatur wird die molekulare Beweglichkeit der Polymerketten energetisch gefördert. Es folgt ein Bereich, in dem die Viskosität bei hoher Energiedissipation abnimmt. In diesem Bereich liegt die charakteristische Glasübergangstemperatur T_g , die beim zugehörigen Maximum des Verlustmoduls G'' zu finden ist. Oberhalb der Glas-

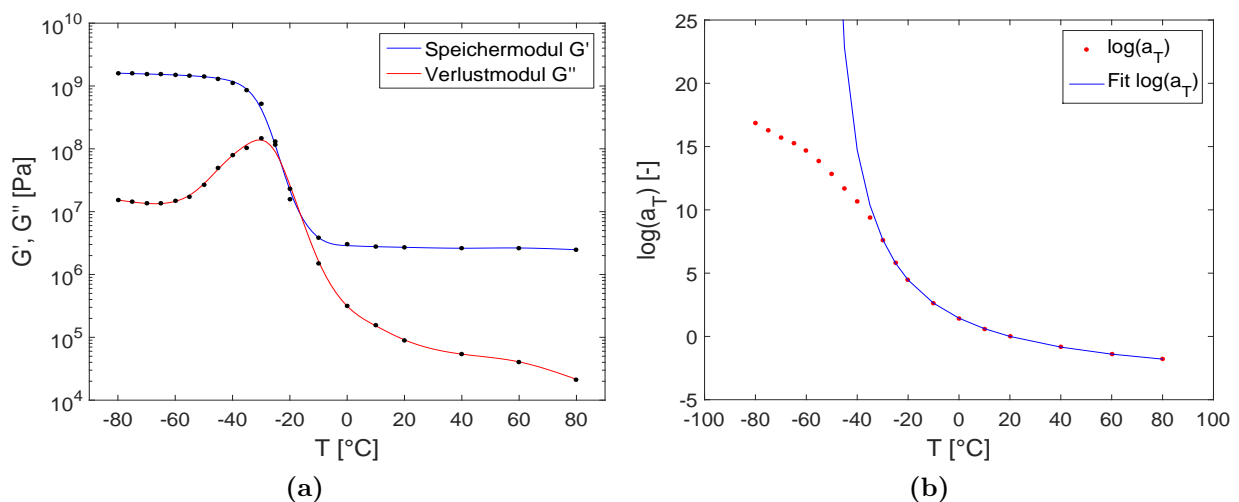


Abbildung 6.13.: (a) Temperaturabhängigkeit des dynamischen Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') ($\epsilon = 0,1 \%$, $f = 1,0 \text{ Hz}$, NBR-N990) (b) Verschiebungsfaktoren eines mit Ruß gefüllten NBR durch Erstellung von dynamisch-mechanischen Masterkurven ($T_{ref} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $\epsilon = 0,1 \%$, NBR-N990)

temperatur ist das Polymer in der Lage, der aufgetragenen dynamischen Deformation zu folgen. Dieser Bereich ist charakterisiert durch einen geringen Speichermodul G' und geringe Energiedissipation. Abbildung 6.13a zeigt diese Temperaturabhängigkeit der passiven Mischung (NBR-N990) bei einer Scheramplitude von 0,1 % und einer Frequenz von 1,0 Hz. Zur Überprüfung der ermittelten horizontalen Verschiebungsfaktoren a_T wurde die WLF-Beziehung angewandt (vgl. Gleichung (3.16)). Die Überprüfung kann Abbildung 6.13b entnommen werden. Die ermittelten horizontalen Verschiebungsfaktoren a_T genügen oberhalb der zuvor genannten Glasstemperatur T_g in guter Näherung der WLF-Beziehung. Unterhalb der Glasstemperatur weicht die Anpassung (blaue Kurve) stark von den aus der Masterkurve erhaltenen Werten ab. Im relevanten Bereich, d.h. oberhalb der Glasstemperatur und dementsprechend in dem Bereich, in dem später die Versuche durchgeführt wurden, liegt jedoch eine vollständige Übereinstimmung beider Kurven vor, so dass von einer gültigen Ermittlung der Verschiebungsfaktoren und dementsprechend der Masterkurven ausgegangen werden kann.

6.5.2.3. Härte und Rückprallelastizität

Die Härte und die Rückprallelastizität der Proben wurden zusätzlich und unabhängig von den DMA-Messungen bestimmt. Die Härte wurde mit dem Gerät Zwick digitest und die Rückprallwerte mit dem Gerät Zwick 5109.01 ermittelt. Die Polymermatrix wird aufgrund des passiven Rußes (N990) lediglich hydrodynamisch verstärkt. Es sind deutliche Unterschiede zwischen den beiden Mischungen zu erkennen, wobei die aktive Mischung (NBR-N330) eine wesentlich höhere Härte (66,2 ShA) aufweist als die passive Mischung (NBR-N990) mit einer Härte von 57,4 ShA. Bei der Rückprallelastizität verhält sich der Effekt des Füllstoffes genau umgekehrt. Aufgrund der schwachen Bindung des passiven Rußes an die Polymermatrix wird weniger Energie bei einer dynamischen Deformation im Material dissipiert. Der Rückprallwert der passiven Mischung wurde mit 47,8 % ermittelt. Der Rückprall fällt somit wesentlich höher aus als bei dem System mit dem aktiven Ruß, das einen Wert von 36,6 % aufweist. Die Messergebnisse können Anhang B entnommen werden.

6.5.3. Stabilisierung der Reibeinlagen

Bei Vorversuchen wurde festgestellt, dass sich die Elastomerreibeinlagen aufgrund der hohen Scherkräfte aus der Aluminium-Grundplatte des Vakuumbreifers herauslösen. Dies war vor allem bei hohen Temperaturen der Fall. Um dies bei der Durchführung der Hauptversuchsreihen zu vermeiden, wurden Stabilisierungsringe aus S235JR in die Elastomerreibeinlagen eingeklebt. Die Aluminium-Grundplatte musste dementsprechend leicht modifiziert werden. Dies waren zwingend notwendige Maßnahmen, um reproduzierbare und aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten. Eine kurze Beschreibung zum Vorgehen kann Anhang C entnommen werden.

6.6. Versuchseinrichtung und Versuchsprogramm

Für die experimentelle Untersuchung der Gummireibung beim Einsatz von Vakuumbreifern wurde ein Versuchsstand aufgebaut, der es erlaubt, verschiedene Einflussfaktoren bei der

Kraftübertragung gezielt zu untersuchen (vgl. Tabelle 6.4). Vor der Versuchsdurchführung wurden mit Hilfe der statistischen Versuchsplanungs- und Analysesoftware JMP des SAS Institute randomisierte Versuchspläne erstellt. Nachfolgend sollen zunächst der Versuchstand und dessen Funktionalitäten im Detail beschrieben werden, bevor das durchgeführte Versuchsprogramm vorgestellt wird.

6.6.1. Versuchstand und Versuchsdurchführung

Für die detaillierte Untersuchung der übertragbaren Scherkräfte sowie zur Beschreibung der Gummireibung beim Einsatz von Vakuumbreifern wurde ein Versuchstand entwickelt, mit dem es möglich ist, Abscherversuche bei unterschiedlichen Temperaturen und variierender Abschergeschwindigkeit durchzuführen (vgl. Abbildung 6.14a).



(a) Geschlossener Versuchsaufbau für Reibversuche



(b) Vakuumbreifer, Abspannelement und Probenschlitten

Abbildung 6.14.: *Experimenteller Versuchsaufbau zur Ermittlung der Kraftübertragung und Elastomerreibung bei aktiv betriebenen Vakuumbreifern*

Für detaillierte Untersuchungen der Abscherkräfte stand ein Vakuumbreifer (Typ: SPK 200) der Firma Schmalz GmbH zur Verfügung. Der Aufbau dieses Vakuumbreifers wurde bereits in Kapitel 6.1 beschrieben. Um ein Vakuum innerhalb des Wirkraumes des Greifers zu erzeugen, wurde eine Ejektordüse (Typ: VN-30-H-T6-PQ4-VQ5-R02) der Firma Festo AG & Co. KG verwendet. Die Ejektordüse hat die Aufgabe, das im Wirkraum vorhandene Luftvolumen zu evakuieren.

Innerhalb einer Klimakammer, die in einem Temperaturbereich von -15°C bis $+75^{\circ}\text{C}$ betrieben werden kann, befindet sich ein fahrbarer Schlitten, auf dem der zu untersuchende Probekörper aufgespannt werden kann. Der Probenschlitten wird mit Hilfe eines Servomotors (Typ: MSM031B) und integriertem Planetengetriebe (Typ: GTE060) der Firma Bosch Rexroth AG über eine angebaute Gewindespindel horizontal verfahren. Hierdurch können verschiedene Abschergeschwindigkeiten realisiert werden, wobei für die spätere Versuchsdurchführung ein Geschwindigkeitsbereich von 5 mm/min bis maximal 50 mm/min gewählt

wurde. Ein weiterer Verfahrensschlitten befindet sich außerhalb der Klimakammer. Über einen weiteren Servomotor kann dieser Schlitten, an dem über ein geführtes Verlängerungsprofil der Vakuumbreifer befestigt ist, in vertikaler Richtung verfahren werden.

An beiden Schlitten wurden zur Ermittlung der Normal- und Scherkräfte in vertikaler und horizontaler Richtung Miniatur-Scherkraftwägezellen (Typ: SW 1.3) der Firma HKM Messtechnik GmbH angebaut. Da sich bei einem reinen Abscherversuch lediglich eine Scherkraft zur Bestimmung des Reibkoeffizienten einstellen sollte, wurde mit Hilfe des Kraftsensors in vertikaler Richtung überprüft, ob der Vakuumbreifer nicht mit einer Normalkraft (zusätzlich zum Wirkprinzip eines Vakuumbreifers gemäß Kapitel 2.1.4) beansprucht wurde. Die Kraftsensoren ermöglichen die Messdatenerfassung von Kräften bis maximal 3000 N. Die Temperatur innerhalb der Klimakammer wird über einen PT100-Widerstandssensor überwacht und dessen Daten anschließend an einen Kälte-Wärme-Umwälzthermostat (Typ: ministat 240-2) der Firma Peter Huber Kältemaschinenbau GmbH übermittelt. Das Thermostat berechnet automatisch den aktuellen Wärme- bzw. Kältebedarf und führt die erforderliche Temperierung durch. Hierfür wird eine spezielle Wärmeträgerflüssigkeit (hier: Wasser-Glykol-Gemisch) auf mögliche Temperaturen von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $+200\text{ }^{\circ}\text{C}$ temperiert. Ein Lamellenwärmetauscher mit integriertem Gebläse übernimmt die Umwälzung der Luft innerhalb der Klimakammer. Aufgrund der großen Lamellenfläche ist eine schnelle Übertragung von Wärme oder Kälte an die Umgebungsluft innerhalb der Klimakammer möglich. Das Thermostat und der Lamellenwärmetauscher sind über ein Kreislaufsystem, in dem die Wärmeträgerflüssigkeit befördert wird, miteinander verbunden. Eine Druckpumpe, die bis zu 27 Liter pro Minute mit einem Druck von 0,7 bar befördern kann, ist für die ständige Umwälzung des Wasser-Glykol-Gemisches verantwortlich.

Des Weiteren wurde über einen Feuchtefühler (Typ: testo 635-2) die relative Luftfeuchte innerhalb der Klimakammer gemessen. Vor allem bei Reibversuchen bei niedrigen Temperaturen war mit einem Kondenswasseranfall zu rechnen. Um dies zu vermeiden, wurde die Klimakammer vor jedem Versuch mit getrockneter Druckluft durchgespült, so dass alle Versuche bei einer gemäßigten relativen Luftfeuchte ohne Kondenswasseranfall durchgeführt werden konnten.

Unabhängig vom Widerstandssensor PT100 wurde die Temperatur über klebbare Thermoelemente an drei weiteren Stellen innerhalb der Klimakammer gemessen. Zwei Thermoelemente wurden auf dem Probekörper mit der zu untersuchenden Oberflächenrauheit angebracht. Ein Thermoelement wurde dazu genutzt, die Oberflächentemperatur der Kreistasche zu messen, wobei das zweite Thermoelement direkt auf der Probekörperoberfläche aufgeklebt wurde. Das dritte Thermoelement wurde an einer Elastomerreibeinlage angebracht, die zusätzlich in der Klimakammer platziert wurde und die als Referenz zu der zu untersuchenden Reibeinlage diente. Die Versuche wurden erst durchgeführt, als alle Sensoren denselben gewünschten Temperaturwert lieferten.

Um alle Versuche unter konstanten Rahmenbedingungen durchführen zu können, wurden zusätzliche Sensoren zur Überwachung im Versuchsstand integriert. Hierzu zählt z.B. ein Drucksensor (Typ: SDE1-B2-GL-H18-L-PU-M8) der Firma Festo AG & Co. KG, der während des Versuchsablaufs das vorhandene Vakuum innerhalb des Wirkraumes des Vakuumbreifers misst. Als weiterer Sensor zur Überwachung des Gesamtsystems wurde ein digitaler Massedurchflussmesser (Typ: F-111AC-50K-ABD-44-V) der Firma Wagner GmbH verwendet, um den Leckagevolumenstrom zwischen Dichtlippe und der Kreistasche zu mes-

sen. Außerdem wurde vor jedem Versuch über eine Absolutdrucksonde der aktuelle Umgebungsdruck gemessen. Alle zur Verfügung stehenden Messdaten wurden während eines Versuchsablaufes kontinuierlich aufgezeichnet. Zur Messdatenaufnahme und für die Ansteuerung der Servomotoren wurde das grafische Programmiersystem LabVIEW von National Instruments GmbH verwendet.

Für die Ermittlung der Kraftkurven beim Abscheren der Vakuumgreifer auf unterschiedlich rauhen Oberflächen wurde zunächst der zu untersuchende Probekörper auf dem horizontal liegenden Schlitten innerhalb der Klimakammer eingespannt. Der Probekörper wurde dabei auf dem Schlitten mit Präzisionsschraubböcken ausgerichtet, damit die Probenoberfläche immer parallel zur Elastomerreibeinlage war. Für die entsprechenden Versuche wurde die ausgewählte Elastomerreibeinlage inklusive des Stabilisierungsrings in die Aluminiumträgerplatte des Vakuumgreifers eingesteckt. Anschließend wurde der Vakuumgreifer über den vertikal verfahrbaren Schlitten in seine Ausgangsposition gebracht und dort mit einem Abspannelement gegen elastisches Verformen gesichert (vgl. Abbildung 6.14b). Im Folgenden wurde die Klimakammer geschlossen und nach erfolgter Spülung mit trockener und gefilterter Druckluft die Temperierung auf die gewünschte Temperatur aktiviert. Nachdem die eingestellte Temperatur über die einzelnen Sensoren bestätigt wurde, konnte der Vakuumgreifer auf seine Zielposition gefahren werden. An der Zielposition wurden die Vakuumzeugung eingeschaltet und die Umgebungsdaten erfasst. Nach Eingabe der gewünschten Abschergeschwindigkeit erfolgte die Versuchsdurchführung bei automatisierter Messdatenerfassung. Eine schematische Darstellung eines Abscherversuches inklusive Abscherrichtung kann Abbildung 6.15 entnommen werden, wobei gewisse Bestandteile des Versuchsstandes aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht dargestellt werden.

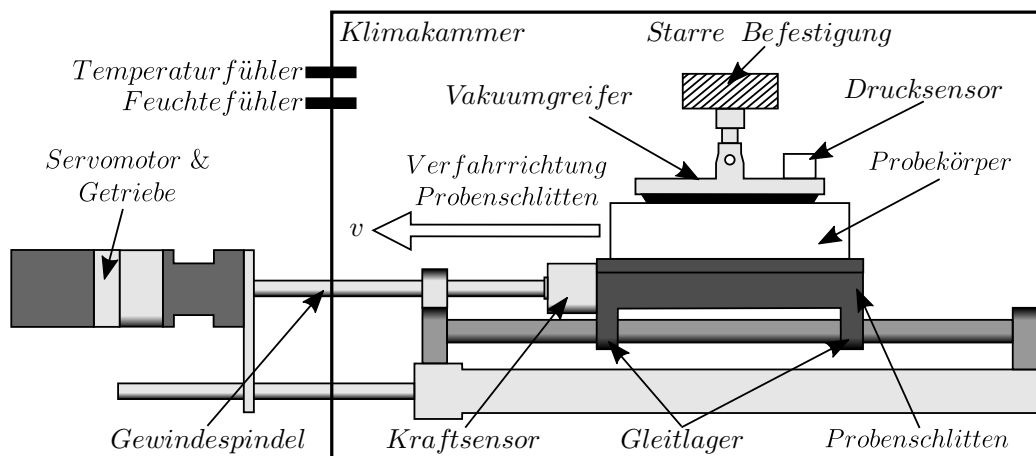


Abbildung 6.15.: Schematische Darstellung eines Abscherversuches und Verfahrrichtung des Probenschlittens bei starrer Einbaulage des Vakuumgreifers

Um reproduzierbare und aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten, wurden Vorversuche durchgeführt, die u.a. Reibkraftbeiträge der Reibapparatur o.Ä. berücksichtigen. Diese verschiedenen Beiträge zur Gesamtreibkraft wurden zu einer Offset-Kraft addiert und bei der Auswertung der Messergebnisse entsprechend berücksichtigt. Zunächst wurden Leerfahrten mit dem Probenschlitten bei den zu untersuchenden Umgebungstemperaturen von -10°C , $+30^{\circ}\text{C}$ und $+70^{\circ}\text{C}$ durchgeführt. Die Kraftkomponenten, die aufgrund der Reibung in

den Führungen des Probenschlittens gemessen werden konnten, wurden erfasst und später bei der entsprechenden Einsatztemperatur als Offset-Kraft abgezogen. Zusätzlich wurde, wie in Kapitel 6.4 bereits beschrieben, der Einfluss der Dichtlippe vom Gesamtreibprozess entkoppelt. Hierzu wurden Vorversuche zur Ermittlung des Dichtlippenbeitrages zur Gesamtreibkraft durchgeführt. Die Versuche wurden ohne Elastomerreibeinlage durchgeführt. Die Kraftkurven der Dichtlippe wurden bei den Temperaturen -10 °C , $+30\text{ °C}$ und $+70\text{ °C}$ sowie bei den Abschergeschwindigkeiten von 5 mm/min , $27,5\text{ mm/min}$ und 50 mm/min durchgeführt. Die Beiträge der Reibapparatur und der Dichtlippe wurden addiert und als Offset-Komponente bei entsprechender Versuchskombination von der Gesamtreibkraft abgezogen. Dadurch konnte der alleinige Beitrag der verwendeten Elastomerreibeinlage im Detail untersucht werden.

Mit der eingesetzten Ejektordüse wurde ein konstanter relativer Druck im Wirkraum des Vakuumbreifers von $-0,7\text{ bar}$ erzeugt. Bei Annahme eines relativen Umgebungsdruckes von 0 bar ergibt sich eine Druckdifferenz von $\Delta p = 0,7\text{ bar}$. Die vertikale Kraft, mit der der Vakuumbreifer gegen die Unterlage gedrückt wird, ergibt sich dann in Anlehnung an Gleichung (2.1) zu:

$$F_{v,real} = \Delta p \cdot A_{evak} \quad (6.1)$$

Dabei ist A_{evak} die Projektion des zu evakuierenden Volumens. Zur Berechnung der realen Normalkraft, die auf die Elastomerreibeinlage des Vakuumbreifers wirkt, muss jedoch noch die Reaktionskraft der Dichtlippe abgezogen werden. Diese wurde, wie bereits beschrieben, bei den jeweiligen Prüftemperaturen sowie bei den zu untersuchenden Abschergeschwindigkeiten gemessen. Die reale Normalkraft ergibt sich demnach zu:

$$F_N = F_{v,real} - F_{DL} \quad (6.2)$$

Eine exemplarische Reibkraftkurve, wie sie mit der zuvor beschriebenen Reibapparatur

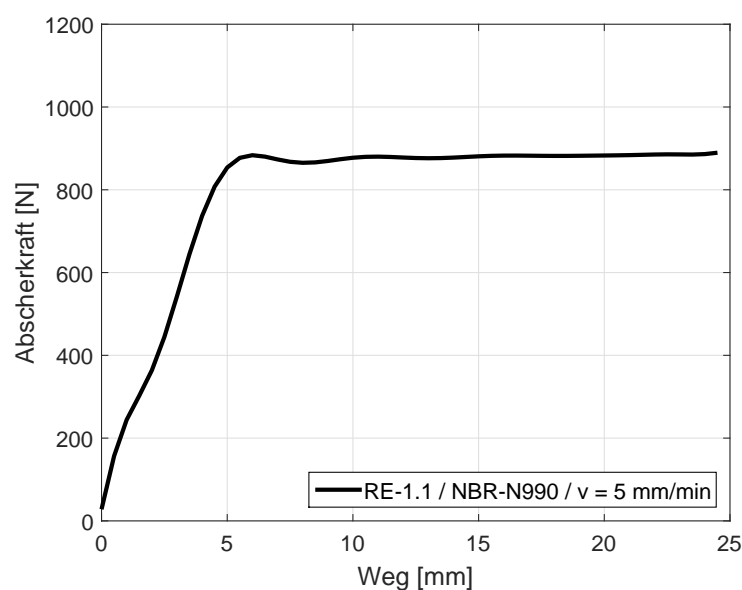


Abbildung 6.16.: Reibkraftkurve eines mit einem passiven Ruß (N 990) gefüllten NBR bei einer Abschergeschwindigkeit von 5 mm/min (DIK-Mischung, Probekörper 8)

gemessen wurde, ist in Abbildung 6.16 dargestellt. Die Abbildung zeigt die Reibkraftkurve eines mit einem passiven Ruß (N 990) gefüllten NBR bei einer Abschergeschwindigkeit von 5 mm/min unter Verwendung des Probekörpers 8 (Schleifpapier 40) als Reibunterlage. Am Anfang zeigt die Kraftkurve einen linearen Anstieg, bis ein Maximum erreicht ist, um das Elastomer aus seinem statischen Zustand zu lösen, d.h. die Haftreibung zu überwinden. Im dynamischen Fall kommt es aufgrund der kleineren wahren Kontaktfläche zu einem Abfall der Reibkraft. Dieser Abfall ist jedoch nicht in jedem Fall zu beobachten. Der Verlauf der Reibkraftkurve hängt u.a. stark von der Einsatztemperatur ab.

Der Reibkoeffizient μ kann anschließend mit Hilfe der experimentell gewonnenen Reibkurven und der Beziehung aus (4.1) ermittelt werden. Für die Reibkraft wird der Abschnitt der Reibkraftkurve verwendet, bei dem sich ein quasi-stationäres Verhalten einstellt.

6.6.2. Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm umfasst die Analyse unterschiedlicher Einflussfaktoren auf das Kraftübertragungsverhalten sowie die Elastomerreibung beim Abscheren von Vakuummreifern auf rauen Oberflächen. Es wurden mehrere vollfaktorielle Versuchspläne erstellt und über 500 Versuche durchgeführt, wobei die Abschergeschwindigkeit bei allen Versuchsplänen als stetiger Faktor beinhaltet war. In nachfolgender Tabelle 6.4 sind alle Faktoren und die zu untersuchenden Stufenwerte zur Erstellung der Versuchspläne aufgelistet.

Tabelle 6.4.: *Zu untersuchende Faktoren und Stufenwerte*

Faktor	Einheit	Stufenwerte
Temperatur	[°C]	-10 / +30 / +70
Abschergeschwindigkeit	[mm/min]	5 / 27,5 / 50
Füllstoff (Ruß)	[-]	N 330 / N 550 / N 990
Reibeinlagegeometrie	[-]	1.1 / 1.2 / 4 / 5
Probekörper	[-]	8 / 15

Zur Untersuchung des Einflusses der einzelnen Faktoren auf den Gesamtreibkoeffizienten μ wurden geeignete Einzelversuchspläne erstellt. Nachfolgend wird der Untersuchungsumfang der einzelnen Einflussfaktoren beschrieben, bevor die Ergebnisse in Kapitel 7 vorgestellt werden.

6.6.2.1. Temperatureinfluss und Einfluss der Abschergeschwindigkeit

Wie bereits in Kapitel 3.2 beschrieben, sind Elastomere stark temperaturabhängig. Zur Ermittlung der Temperaturabhängigkeit eines Elastomers wurde die Gummimischung der Firma Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH verwendet. Es handelt sich hierbei um einen mit Ruß (N 550) gefüllten NBR, der einen Acrylnitrilgehalt von 28 % aufweist. Für die Messungen kamen nur der Reibeinlagentyp RE-1.2 und Probekörper 8 (Schleifpapier 40) zum Einsatz. Um lediglich den Temperatureinfluss in Abhängigkeit der Abschergeschwindigkeit zu ermitteln, wurden die Einflussfaktoren „Reibeinlagen-Härte“, „Füllstoff“ und

„Probekörper“ konstant gehalten. Die Faktoren, deren Charakterisierung und die Stufenwerte, auf denen die Versuche durchgeführt wurden, können Tabelle 6.5 entnommen werden. Auf Grundlage der gewählten Einstellungen in Tabelle 6.5 wurde ein Versuchsplan zur Ermittlung des Temperatureinflusses in Abhängigkeit der Abschergeschwindigkeit mit Hilfe der Software JMP des SAS Instituts erstellt. Für die Versuchsreihe wurde eine vollfaktorielle Versuchsplanung mit randomisierter Versuchsdurchführung gewählt. Durch die Randomisierung wird eine Absicherung gegen eine mögliche Veränderung der äußeren Versuchsbedingungen geschaffen. Die minimale Temperatur von $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ sowie die maximale Temperatur von $+70\text{ }^{\circ}\text{C}$ wurden gewählt, um bei einem noch hinnehmbaren Zeitaufwand zur Temperierung einen großen Temperaturbereich abdecken zu können. Da die Temperatur als stetige Größe eingestuft wurde, erfolgte durch JMP die Hinzunahme einer weiteren Stützstelle bei $+30\text{ }^{\circ}\text{C}$. Für die Abschergeschwindigkeit wurde eine minimale Geschwindigkeit von 5 mm/min und eine maximale Geschwindigkeit von 50 mm/min gewählt. Diese entsprechen Geschwindigkeiten, mit denen bei einem Praxiseinsatz gerechnet werden kann. Auch hier wurde aufgrund der Einteilung als stetige Größe eine zusätzliche Stützstelle bei $27,5\text{ mm/min}$ hinzugefügt.

Tabelle 6.5.: Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Temperatureinflusses in Abhängigkeit der Geschwindigkeit

Faktor	Einheit	Charakterisierung	Stufenwerte
Temperatur	[$^{\circ}\text{C}$]	stetig	-10 / +30 / +70
Abschergeschwindigkeit	[mm/min]	stetig	5 / 27,5 / 50
Reibeinlagen-Härte	[ShA]	konstant	50
Füllstoff	[–]	konstant	Ruß N 550
Reibeinlagengeometrie	[–]	konstant	1.2
Probekörper	[–]	konstant	8

6.6.2.2. Härte- bzw. Füllstoffeinfluss

Zur Beschreibung des Härte- bzw. Füllstoffeinflusses wurden die Gummimischungen des Deutschen Instituts für Kautschuktechnologie (DIK) verwendet. Wie bereits in Kapitel 6.5 beschrieben, handelt es sich dabei um Mischungen, die auf dem gleichen Basispolymer aufgebaut sind und einen identischen Grundaufbau haben. Es wurden lediglich unterschiedliche Ruße als Füllstoff verwendet. Durch die Verwendung verschiedener Füllstoffe können zeitgleich Aussagen über den Härteeinfluss beim Kraftübertragungsverhalten bzw. bei der Elastomerreibung gemacht werden. Während für die Reibeinlagen der Mischung mit dem aktiven Ruß (N 330) eine Härte von $66,2\text{ ShA}$ ermittelt wurde, weisen die Reibeinlagen, für die der passive Ruß (N 990) verwendet wurde, lediglich eine Härte von $57,4\text{ ShA}$ auf. Für alle Versuche wurde die Klimakammer auf eine konstante Temperatur von $+30\text{ }^{\circ}\text{C}$ temperiert. Als weitere konstante Faktoren kamen die Reibeinlagengeometrie 1.1 und Probekörper 8 (Schleifpapier 40) zum Einsatz. Auch bei dieser vollfaktoriellen Versuchsreihe wurde die Abschergeschwindigkeit als stetiger Faktor eingestuft und hierfür die minimale Abschergeschwindigkeit von 5 mm/min sowie die maximale Abschergeschwindigkeit von 50 mm/min

bei einer mittleren Geschwindigkeitsstufe von 27,5 mm/min gewählt. Eine Auflistung der Faktoren, wie diese charakterisiert wurden, und die Stufenwerte, auf denen die Versuche durchgeführt wurden, können Tabelle 6.6 entnommen werden. Für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Härte- bzw. Füllstoffeinflusses in Abhängigkeit von der Abschergeschwindigkeit dienen einmal mehr die in Tabelle 6.6 definierten Einstellungen.

Tabelle 6.6.: Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Härte- bzw. Füllstoffeinflusses

Faktor	Einheit	Charakterisierung	Stufenwerte
Temperatur	[°C]	konstant	+30
Abschergeschwindigkeit	[mm/min]	stetig	5 / 27,5 / 50
Füllstoff	[–]	kategorisch	Ruß N 330 / Ruß N 990 (66,2 ShA) / (57,4 ShA)
Reibeinlagengeometrie	[–]	konstant	1.1
Probekörper	[–]	konstant	8

6.6.2.3. Einfluss der Oberflächenrauheit

Um den Einfluss der Oberflächenrauheit bei der Elastomerreibung beim Einsatz von Vakuumgreifern beschreiben zu können, wurden die beiden Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4) gewählt. Die Schleifpapieroberfläche wurde gewählt, da diese sich mit ihrem homogenen Aufbau sehr gut als Referenzoberfläche erwies. Probekörper 15 dagegen wurde gewählt, da diese Oberfläche repräsentativ für eine ganze Gruppe von Oberflächenrauheiten steht (vgl. Ergebnisse SRT-Pendelmessung in Kapitel 6.3) und als Praxisbeispiel beim Einsatz eines Kletterroboters gesehen werden kann. Für die Versuche wurde lediglich der Reibeinlagentyp RE-1.1 verwendet, wobei die Einsatztemperatur konstant bei +30 °C gehalten wurde. Auch hier wurde die Abschergeschwindigkeit als stetige Größe mit den drei zuvor genannten Stufenwerten gewählt. Die Versuche wurden sowohl mit der aktiven als auch mit der passiven Mischung durchgeführt. Die Faktoren, deren Charakterisierung und die Stufenwerte, auf denen die Versuche durchgeführt wurden, können Tabelle 6.7 entnommen werden. Der vollfaktorielle Versuchsplan zur Ermittlung des

Tabelle 6.7.: Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Einflusses der Oberflächenrauheit

Faktor	Einheit	Charakterisierung	Stufenwerte
Temperatur	[°C]	konstant	+30
Abschergeschwindigkeit	[mm/min]	stetig	5 / 27,5 / 50
Füllstoff	[–]	kategorisch	Ruß N 330 / Ruß N 990
Reibeinlagengeometrie	[–]	konstant	1.1
Probekörper	[–]	kategorisch	8 / 15

Einflusses der Oberflächenrauheit in Abhängigkeit von der Abschergeschwindigkeit wurde im Anschluss auf Grundlage der in Tabelle 6.7 gewählten Einstellungen erstellt.

6.6.2.4. Geometrieinfluss

Der Einfluss der Reibeinlagengeometrie spielt in dieser Arbeit eine wesentliche Rolle. Für die detaillierte Beschreibung des Einflusses der Reibeinlagengeometrie wurde ein vollfaktorierter Versuchsplan erstellt. Zum Einsatz kamen die Reibeinlagentypen RE-1.1, RE-1.2, RE-4 und RE-5. Wie in Kapitel 6.5 beschrieben, handelt es sich bei RE-1.1 um eine Reibeinlage, deren Kante im Vergleich zu RE-1.2 angefasst wurde. Allein durch diese Maßnahme wurde mit Unterschieden bei der Analyse der Kraftkurven gerechnet. Die Versuche wurden bei einer konstanten Temperatur von +30 °C durchgeführt, um alle Ergebnisse miteinander vergleichen zu können. Die Abschergeschwindigkeit wurde wieder als stetiger Faktor deklariert und auf den Stufenwerten 5 mm/min, 27,5 mm/min und 50 mm/min untersucht. Zudem wurden die Elastormischungen NBR-N330 und NBR-N990 sowie die beiden Oberflächentypen „Schleifpapier 40“ und „Gestockt 4“ betrachtet. Die Faktoren, deren Charakterisierung und die Stufenwerte, auf denen die Versuche durchgeführt wurden und die für die Erstellung eines Versuchsplans herangezogen wurden, können Tabelle 6.8 entnommen werden.

Tabelle 6.8.: *Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Einflusses der Reibeinlagengeometrie*

Faktor	Einheit	Charakterisierung	Stufenwerte
Temperatur	[°C]	konstant	+30
Abschergeschwindigkeit	[mm/min]	stetig	5 / 27,5 / 50
Füllstoff	[–]	kategoriiell	Ruß N 330 / Ruß N 990
Reibeinlagengeometrie	[–]	kategoriiell	1.1 / 1.2 / 4 / 5
Probekörper	[–]	kategoriiell	8 / 15

6.7. Fazit

In den vorherigen Kapiteln wurden ausführlich die verwendeten Materialien und die experimentellen Untersuchungsmethoden vorgestellt. Für das durchzuführende Versuchsprogramm zur Ermittlung der übertragbaren Scherkräfte bzw. zur Bestimmung des Reibkoeffizienten μ wurde ein Vakuumgreifer des Typs E ausgewählt. Untersuchungen mit diesem Greifertypen sind, wie in Kapitel 2.4 beschrieben, nicht Stand der Technik.

Zur Untersuchung der Scherkräfte wurden Probekörper mit Hilfe eines am Lehrstuhl für Fahrzeugtechnik des am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) angesiedelten Instituts für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) entwickelten Verfahrens zur Nachbildung rauer Oberflächenstrukturen hergestellt (vgl. Kapitel 6.2). Die Mikro- und Makrorauheit wurden vorab mit Hilfe des SRT-Pendeltests und dem Ausflussmesser nach Moore gemessen.

Dadurch war es möglich, Oberflächen mit ähnlicher Mikrorauheit zu identifizieren und somit den Untersuchungsumfang auf nur einige wenige Proben zu reduzieren. Zwei repräsentative Oberflächen wurden für das experimentelle Versuchsprogramm gewählt (vgl. Kapitel 6.3.1). Die Oberflächen wurden zusätzlich mit einem chromatisch-konfokalen Sensor vermessen, um die für das Reibmodell notwendigen Oberflächendescriptoren berechnen zu können (vgl. Kapitel 6.3.2). Die Oberflächendescriptoren können aus der Höhendifferenzkorrelationsfunktion abgeleitet werden (vgl. Kapitel 5.1.4).

Um lediglich den Effekt der Elastomerreibeinlage beim Abscherprozess analysieren zu können, wurde die Wirkung der Dichtlippe vom gesamten Reibprozess entkoppelt (vgl. Kapitel 6.4). Hierzu wurden in die zu untersuchenden Probekörper Kreistaschen gefräst und diese mit einem Zweikomponentenharz ausgegossen. Auf den Probekörpern mit integrierter Kreistasche wurden Vorversuche durchgeführt, um den alleinigen Beitrag der Dichtlippe beim Reibprozess zu messen. Dieser wurde bei verschiedenen Temperaturen und Abschergeschwindigkeiten aufgenommen und später bei den Hauptversuchen mit den verschiedenen Elastomerreibeinlagen von der Gesamtreibkraft abgezogen.

Für die Untersuchung des Formschlussbeitrages zum Gesamtreibkoeffizienten μ wurden Reibeinlagen unterschiedlicher Geometrie und Mischungszusammensetzung hergestellt. Für die Versuche standen vier Reibeinlagentypen (RE-1.1, RE-1.2, RE-4 und RE-5) zur Verfügung, die über die gleiche nominelle Kontaktfläche A_0 verfügen (vgl. Kapitel 6.5.1). Dies war eine grundlegende Voraussetzung für die Durchführung von Reibversuchen, da die Kontaktfläche einen wesentlichen Einfluss auf den Reibkoeffizienten μ hat. Nur so war es möglich, die späteren Versuchsergebnisse miteinander zu vergleichen.

Für das experimentelle Versuchsprogramm wurden Elastormischungen hergestellt, die das gleiche Basispolymer aufweisen. Zudem wurde eine identische Mischungszusammensetzung gewählt und es wurden lediglich die Füllstoffe variiert. Um den Einfluss des Füllstoffes zu untersuchen, wurde einmal ein aktiver Ruß (N 330) und einmal ein passiver Ruß (N 990) verwendet (vgl. Kapitel 6.5.2.1). Die Elastormischungen wurden analysiert, um die mechanisch-dynamischen Eigenschaften zu erhalten (vgl. Kapitel 6.5.2.2). Diese gehen direkt in die in Kapitel 5 vorgestellten Gummireibungstheorien ein und sind deshalb notwendig für die korrekte Anwendung des Reibmodells.

Zudem wurde der Versuchsstand, mit dem die Reibkräfte beim Abscheren der Vakuumgreifer gemessen werden sollen, ausführlich beschrieben. Es wurde beschrieben, welche Sensoren zum Einsatz kamen und wie die eigentliche Versuchsdurchführung stattfand. Eine exemplarische Reibkurve wurde in Kapitel 6.6.1 angegeben.

Zuletzt wurde in dem vorherigen Kapitel das experimentelle Versuchsprogramm erläutert (vgl. Kapitel 6.6.2). Es wurde beschrieben, welche Faktoren es zu untersuchen galt und auf welchen Stufenwerten diese untersucht wurden. Es wurden Versuchspläne für die Einflussfaktoren Temperatur, Abschergeschwindigkeit, Härte bzw. Füllstoff, Oberflächenrauheit und Reibeinlagengeometrie erstellt. Als Grundlage zur Erstellung von Versuchsplänen wurden die Faktoren und die zu untersuchenden Stufenwerte der Tabelle 6.4 herangezogen.

7. Versuchsergebnisse und Korrelation zwischen Simulation und Experiment

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse des zuvor beschriebenen Versuchsprogramms vorgestellt. Das viskoelastische Stoffverhalten ist Ursache für die starke Temperatur- und Geschwindigkeitsabhängigkeit bei Reibversuchen mit unterschiedlichen Elastomeren. Deshalb werden zunächst der Temperatureinfluss und der Einfluss der Abschergeschwindigkeit vorgestellt. Diese Versuchsreihe wurde separat ermittelt, wobei die Elastomermischung der Firma Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH verwendet wurde. Der Großteil der experimentellen Untersuchungen wurde anschließend mit Mischungen des Deutschen Instituts für Kautschuktechnologie (DIK) bei einer konstanten Umgebungstemperatur von 30 °C durchgeführt. Ziel war es, mit Hilfe der Mischungen des DIK Zusammenhänge zwischen dem verwendeten Füllstoff, über den die Härte des Elastomers gesteuert werden kann, der Oberflächenrauheit und vor allem der Geometrie der hergestellten Reibeinlagen zu beschreiben. Für Letzteres wurde in Kapitel 5.3 der Formschluss als zusätzlicher Beitrag zum Gesamtreibkoeffizienten beschrieben.

Im Folgenden werden alle Faktoren, die einen Einfluss auf die Hysterese- und Adhäsionsreibung sowie auf den Beitrag durch Formschluss in Zusammenhang mit dem Gesamtreibkoeffizienten nach Gleichung (1.1) haben, beschrieben. Hierzu werden alle experimentell gewonnenen Versuchsergebnisse dargestellt und diskutiert. Die einzelnen Einflüsse können dabei auf die spezifischen Charakteristika der eingesetzten Elastomermischungen, Reibeinlagengeometrien und auf die verwendeten Oberflächenrauheiten zurückgeführt werden. Zusätzlich werden die für die Modellierung des Reibkoeffizienten benötigten Parameter anhand der verwendeten Proben (Reibeinlagen und Oberflächen) und Elastomermischungen berechnet und dargestellt. Abschließend erfolgt eine Gegenüberstellung der theoretischen Modellannahmen mit den experimentell gewonnenen Messdaten. Ziel ist es, die praktisch nicht messbaren freien Modellparameter b , $\tau_{s,0}$, v_c und σ_{FS} zu berechnen. Das Optimierungsproblem, das sich hierbei ergibt, wird mit Hilfe eines Berechnungsalgorithmus gelöst. Sind die fehlenden freien Modellparameter b , $\tau_{s,0}$, v_c und σ_{FS} bekannt, so lassen sich für beliebige Reibeinlagengeometrien die zu erwartenden Reibkoeffizienten vorhersagen.

7.1. Temperatur- und Geschwindigkeitseinfluss

Der Temperatureinfluss wurde separat ermittelt und wurde mit einer Elastomermischung der Firma Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH durchgeführt. Aufgrund des viskoelastischen Stoffverhaltens ist das tribologische Verhalten von Elastomeren stark temperatur- und geschwindigkeitsabhängig. Die Temperatur ist von großer Bedeutung, da sie die Elastizität des Polymers bestimmt und sich dadurch unterschiedliche Eindringtiefen in den

Gegenstoff ergeben. Unterschiede in den Reibungsverläufen ergeben sich auch, wenn die Temperierung des Systems vor oder nach statischer Belastung erfolgt. Wird ein Prüfsystem vor der Temperierung zuerst angepresst oder im Falle des Einsatzes eines Vakuumgreifers zuerst angesaugt, bildet sich eine andere wahre Kontaktfläche aus, als wenn das Prüfsystem zuerst auf erwünschte Temperatur gebracht wird und dann angepresst bzw. angesaugt wird. Bei den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurde das Prüfsystem immer zuerst temperiert und dann angepresst bzw. angesaugt. Erst danach erfolgte die Ermittlung der Reibkurven. Die Ergebnisse der Versuchsreihe zur Identifizierung des Temperatureinflusses können den Abbildungen 7.1 und 7.2 entnommen werden. Bei einer Einsatztemperatur von $+70\text{ }^{\circ}\text{C}$ konnten die geringsten Reibkräfte übertragen werden, während die größten Kräfte bei einer Temperatur von $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ermittelt wurden.

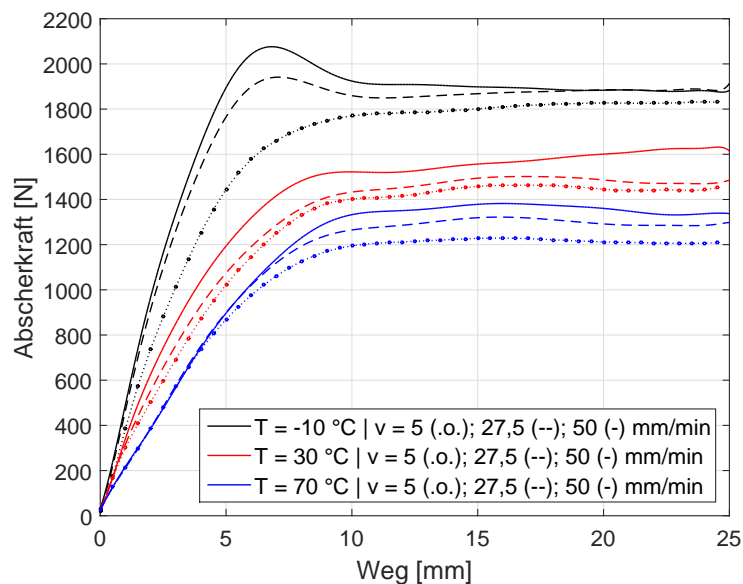


Abbildung 7.1.: Reibkraftkurven eines mit Ruß gefüllten NBR (N 550) in Abhängigkeit der Temperatur und der Abschergeschwindigkeit (AGW-Mischung, RE-1.2, 50 ShA, Probekörper 8)

Die Abhängigkeit der Temperatur wird vor allem bei niedrigen Temperaturen deutlich (vgl. Abbildung 7.1). Dort ergeben sich, anders als bei hohen Temperaturen¹, geschwindigkeitsabhängige Einlaufbereiche innerhalb der Reibkurven. Vor allem bei hohen Geschwindigkeiten ist zunächst eine erhöhte Kraft notwendig, um das Elastomer aus seinem statischen Zustand zu lösen, d.h. die Haftreibung zu überwinden. Im dynamischen Bereich wird anschließend aufgrund der kleineren wahren Kontaktfläche ein Abfall der Reibkraft beobachtet. Die Höhe des stationären Reibungswertes und somit der Verlauf des Einlaufbereiches werden maßgeblich durch die Temperatur und durch die Geschwindigkeit beeinflusst. Außerdem muss beachtet werden, dass es aufgrund der Reibung zu einer Eigenerwärmung des Materials kommen kann, die vor allem bei niedrigen Prüftemperaturen eher ins Gewicht fällt als bei hohen Temperaturen. Der stationäre Zustand ist durch gleichbleibende tribologische Verhältnisse charakterisiert.

¹Bei hohen Temperaturen, d.h. im weichelastischen Werkstoffzustand, ist das Elastomer-Gegenstoff-System vor der eigentlichen Relativbewegung aufgrund der Verformungsfähigkeit des Polymers durch Schervorgänge geprägt [98].

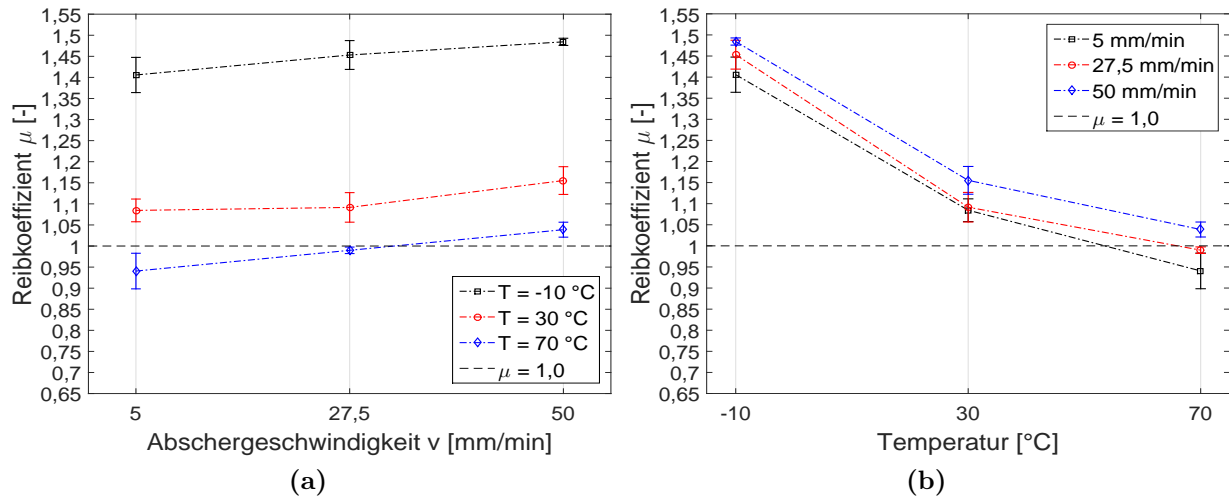


Abbildung 7.2.: Reibkoeffizienten eines mit Ruß gefüllten NBR (N 550) in Abhängigkeit der Abschergeschwindigkeit und der Temperatur (AGW-Mischung, RE-1.2, 50 ShA, Probekörper 8)

Die durchgeführten Versuche mit den Gummimischungen der Firma Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH zeigen Ergebnisse, die mit den in Kapitel 4 vorgestellten Gummireibungstheorien beschrieben werden können. Auf rauen Untergründen müssen die durch die Unebenheiten der Oberfläche verursachten Deformationsverluste berücksichtigt werden. Betrachtet man die temperaturabhängigen Verläufe des Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') in Abbildung 7.3, so bildet der Verlustmodul bei einer Temperatur von ca. -25 °C ein Maximum aus. An dieser Stelle befindet sich die Glastemperatur T_g der eingesetzten Mischung NBR-N550. Die Versuche zur Identifizierung des Temperatureinflusses wurden

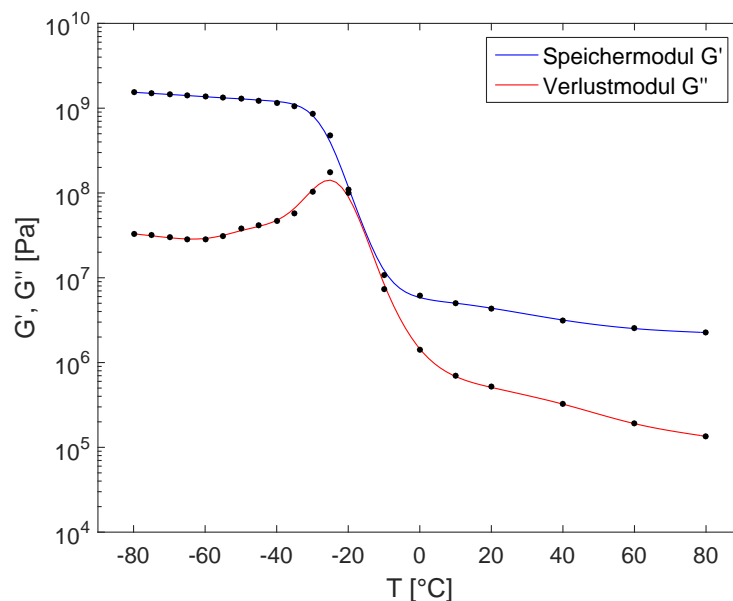


Abbildung 7.3.: Temperaturabhängigkeit des dynamischen Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') (Prüfparameter: $\epsilon = 0,1\%$, $f = 1,0$ Hz, NBR-N550)

bei Temperaturen von $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$, $+30\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $+70\text{ }^{\circ}\text{C}$ durchgeführt. Die Versuchstemperaturen lagen also oberhalb der Glasübergangstemperatur $T_g \approx -25\text{ }^{\circ}\text{C}$. Bei Betrachtung des Verlustmodulverlaufs können charakteristische Merkmale aufgezeigt werden. Die Werte für den Verlustmodul bei den Prüftemperaturen $+30\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $+70\text{ }^{\circ}\text{C}$ liegen bei ca. $4 \cdot 10^5\text{ Pa}$ und $1,5 \cdot 10^5\text{ Pa}$. Vor dem Eintritt in den Glasübergangsbereich zeigt der Verlustmodul bei Verringerung der Temperatur einen steilen Anstieg ab ca. $+5\text{ }^{\circ}\text{C}$. Bei einer Temperatur von $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ weist der Verlustmodul einen Wert von ca. $9 \cdot 10^6\text{ Pa}$ auf. Durch Verringerung der Temperatur von nur wenigen Kelvin ergeben sich in diesem Bereich deutliche Unterschiede für den Verlustmodul G'' . Der Sprung im Verlauf des Verlustmoduls zwischen den Temperaturen $-10\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $+30\text{ }^{\circ}\text{C}$ ist ebenfalls im Verlauf des Reibkoeffizienten zu sehen (vgl. Abbildung 7.2). Es lassen sich wesentlich höhere Werte für den Reibkoeffizienten μ bei niedrigen Temperaturen erzielen.

Zudem konnte in dieser ersten Versuchsreihe der Einfluss der Abschergeschwindigkeit beschrieben werden. Für jede Prüftemperatur wurde eine kleinste Reibkraft bei einer Abschergeschwindigkeit von 5 mm/min gemessen. Die jeweils größte Reibkraft wurde bei einer Geschwindigkeit von 50 mm/min gemessen. Es ist davon auszugehen, dass der Reibkoeffizient bei Erhöhung der Geschwindigkeit ein Maximum durchläuft (vgl. hierzu Abbildung 4.8 in Kapitel 4.2). Da höhere Geschwindigkeiten beim Abscheren von Vakuumgreifern wenig sinnvoll sind und diese aufgrund dessen nicht durchgeführt wurden, kann ein Nachweis an dieser Stelle nicht erfolgen.

Im Allgemeinen konnte festgestellt werden, dass mit der verwendeten Mischung hohe Werte für den Reibkoeffizienten von $\mu \approx 1,5$ erreicht werden können (vgl. Abbildung 7.2). Vergleicht man die experimentell gewonnenen Reibkoeffizienten mit denen aus den Abbildungen 4.7 und 4.8, so kann festgehalten werden, dass Werte für den Reibkoeffizienten von $\mu > 1,0$ keine Seltenheit sind. Die zuvor dargestellten Ergebnisse beschreiben lediglich das Reibverhalten der verwendeten Elastomermischung bei Variation der Temperatur und der Abschergeschwindigkeit. Bereits hier zeigen sich Unterschiede beim gemessenen Reibkoeffizienten von $\mu \approx 0,9 - 1,5$. Weitere Faktoren, die den Reibkoeffizienten μ beeinflussen, werden nachfolgend beschrieben.

7.2. Einfluss der Reiboberfläche

Die Charakterisierung der Oberflächenrauheit ist von wesentlicher Bedeutung bei der Vorhersage der Reibung. Durch die Beschreibung von rauen Oberflächen mit Hilfe der fraktalen Geometrie ist es möglich, Reibphänomene zwischen zwei sich berührenden Reibpartnern zu beschreiben. Die Rauheit wird dabei über mehrere Ordnungen von Längenmaßen betrachtet, was zu einer Beschreibung der Kontaktbedingungen beim Reibprozess auf mehreren Skalen führt [57]. In der vorliegenden Arbeit wurden für die Reibversuche zwei Probekörper („Schleifpapier 40“ und „Gestockt 4“) mit unterschiedlicher Rauheit verwendet, die mit Hilfe eines chromatisch-konfokalen Sensors vermessen wurden. Wie in Kapitel 6.3 beschrieben, wurden die Oberflächen in einem Messfeld von $50\text{ mm} \times 50\text{ mm}$ abgetastet. Bei einer Schrittweite von $0,2\text{ mm}$ ergaben sich 250 Profilschnitte für jede Oberfläche. Die Profilschnitte wurden für die weitere Verwendung gemittelt ($\langle z(x) \rangle = 0$) und ausgerichtet ($\langle \dot{z}(x) \rangle = 0$). Zuvor wurde das Rauschen der Messapparatur mit einem geeigneten

Filter entfernt und Fehlmessungen wurden bereinigt. Die Darstellungen der Profilschnitte der Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4) können Abbildung 7.4 entnommen werden. Die maximale Rauheitsamplitude liegt bei beiden Probekörpern bei ca.

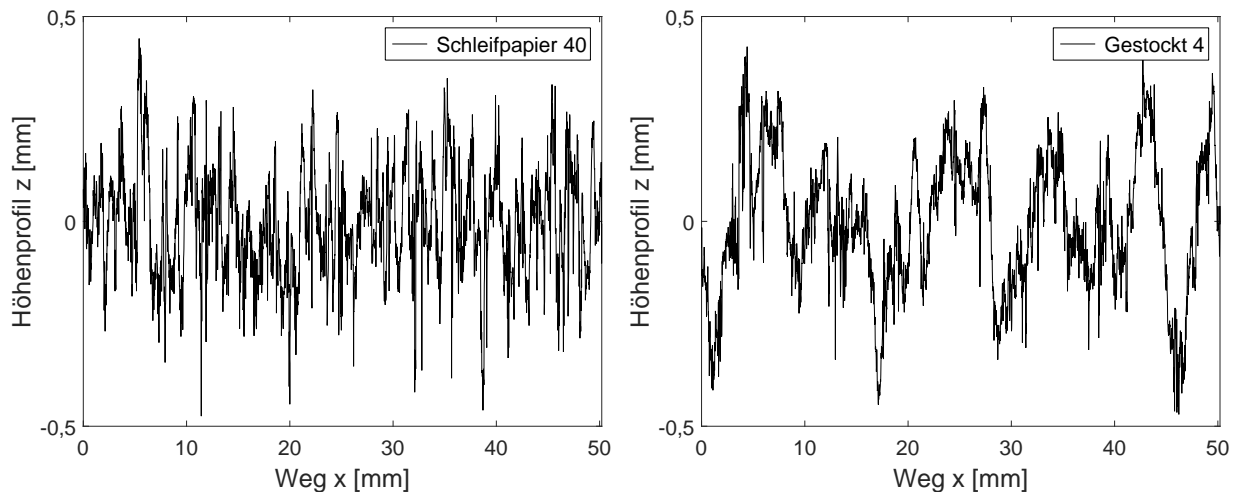


Abbildung 7.4.: Einzelnes Höhenprofil $z(x)$ der Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4)

$\Delta z_{max} \approx 1,0$ mm. Probekörper 8 weist jedoch eine wesentlich feinere und homogenere Struktur im Vergleich zu Probekörper 15 auf. Anschließend wurden für beide Oberflächen die Höhendifferenzkorrelationsfunktionen $C_z(\lambda)$ mit Hilfe von Gleichung (5.22) berechnet. Für die Bildung einer mittleren Höhendifferenzkorrelationsfunktion wurden alle 250 Profilschnitte verwendet. Abbildung 7.5a zeigt dieses Vorgehen am Beispiel von Probekörper 8 (Schleifpapier 40). Die Oberflächendeskriptoren konnten anschließend mit Hilfe der mittleren Höhendifferenzkorrelationsfunktion ermittelt werden (vgl. Abbildung 7.5b).

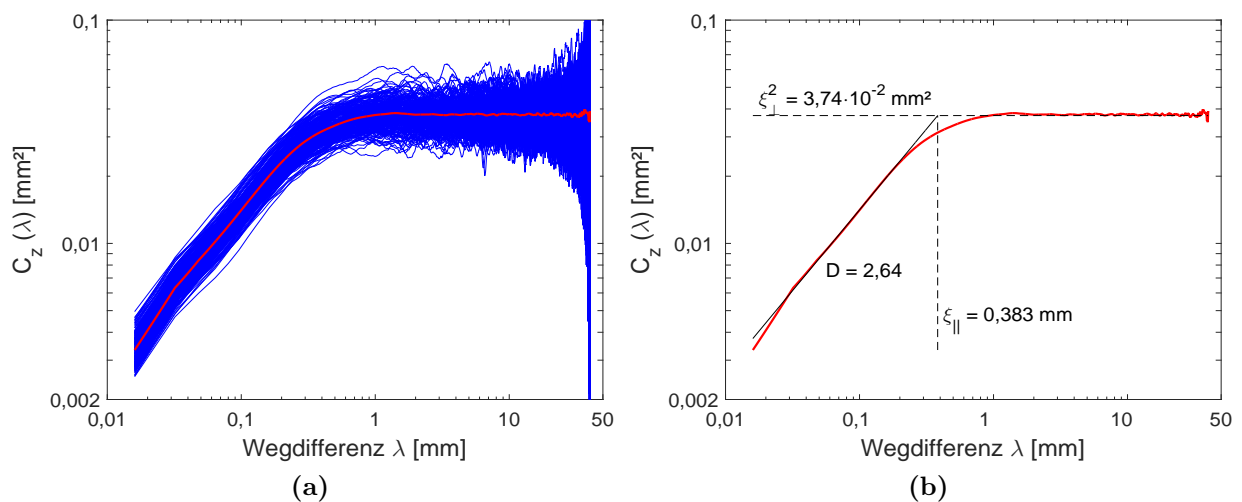


Abbildung 7.5.: (a) Höhendifferenzkorrelationsfunktionen aller 250 Profilschnitte und (b) mittlere HDK inklusive Oberflächendeskriptoren des Probekörpers 8 (Schleifpapier 40)

Die Bestimmung der fraktalen Dimension D , die über die Beziehung $D = 3 - H$ mit dem

Hurst-Exponenten H in Verbindung steht, erfolgte in dem Bereich, in dem $C_z(\lambda)$ einen annähernd linearen Kurvenverlauf aufzeigt. Ein Algorithmus liefert eine Fitfunktion, über die die Steigung abgelesen und die fraktale Dimension berechnet werden kann. Es sei darauf hingewiesen, dass die Ermittlung der Steigung von der Wahl des Längenintervalls abhängig ist, das für den Berechnungsalgorithmus gewählt wurde. Die Wahl eines zu kleinen bzw. zu großen Längenintervalls führt zu einer fehlerhaften Ermittlung der Steigung bzw. der fraktalen Dimension. Der Verlauf von $C_z(\lambda)$ mündet für große Wegdifferenzen in einem Plateau. Der Plateauwert wird durch die Korrelationslänge ξ_{\perp}^2 beschrieben, wodurch die Standardabweichung über den Zusammenhang $\tilde{\sigma} = \xi_{\perp}/\sqrt{2}$ berechnet werden kann. Die Korrelationslänge ξ_{\parallel} ergibt sich anschließend als Schnittpunkt von ξ_{\perp}^2 mit der Fitgeraden zur Ermittlung der fraktalen Dimension D (vgl. Abbildung 7.5b). Mit dem chromatisch-konfokalen Sensor, der für die Vermessung der Oberflächen eingesetzt wurde, konnten zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Bei einer lateralen Auflösung von $8\ \mu\text{m}$ und einem Messbereich von $10\ \text{mm}$ konnten sowohl die Makro- als auch die Mikrorauheit ausreichend beschrieben werden. Für eine detailliertere Untersuchung der Mikrorauheit auf sehr kleinen Längenmaßen, die für die Beschreibung der Adhäsionsreibung eine wesentliche Rolle spielt, müssen alternative Messsysteme eingesetzt werden. Der Unterschied zwischen einem optischen Messsystem mit einer lateralen Auflösung von $25\ \mu\text{m}$ und einem mechanischen Nadel-Tastschnittgerät mit einer lateralen Auflösung von $5\ \mu\text{m}$ wurde von Schramm beschrieben [92]. Im Unterschied zu einer bifraktalen Beschreibung der Oberflächen wurde in dieser Arbeit ein monofraktaler Ansatz zur Charakterisierung der Oberflächenrauheiten gewählt. Die Beschreibung der Oberfläche mit Hilfe eines bifraktalen Ansatzes wurde von Le Gal durchgeführt [57]. Die Höhendifferenzkorrelationsfunktion wird hierbei in zwei Bereiche unterteilt, wodurch eine Unterscheidung der Längenskalen in Mikro- und Makrorauheit möglich ist.

Ein Kontakt des Elastomers findet nur an den größten Rauheiten des Untergrundmaterials

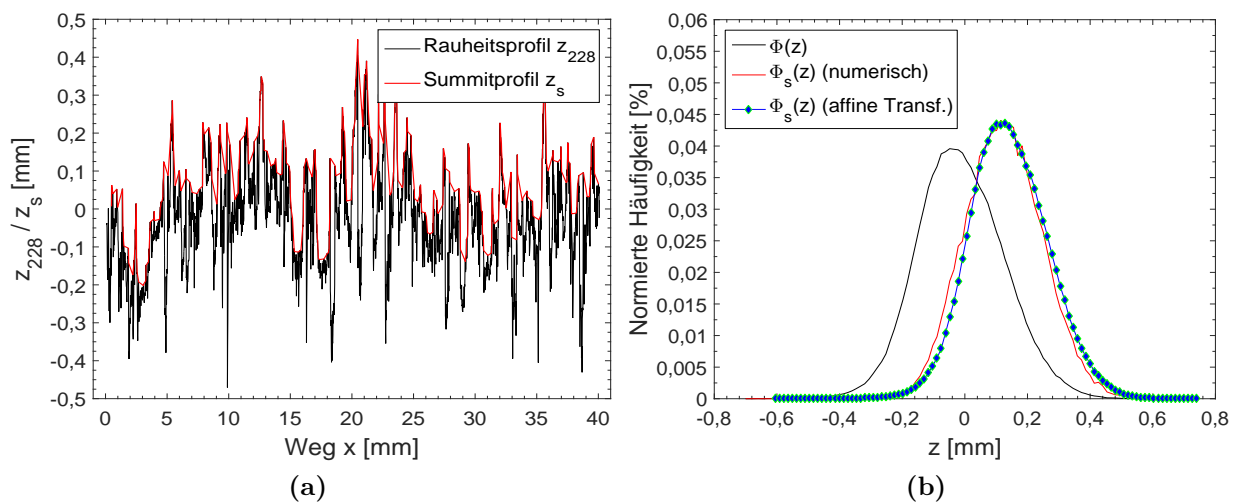


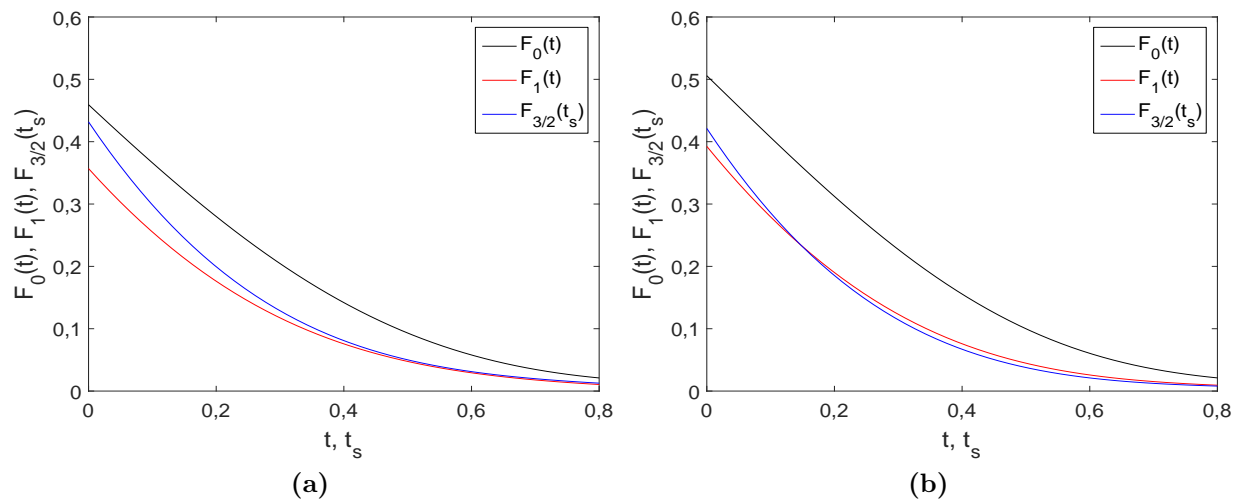
Abbildung 7.6.: (a) Zufällig gewählter Profilschnitt (Profil-Nr. 228) und ermitteltes Summitprofil des Probekörpers 8 (Schleifpapier 40) und (b) mittlere Höhenverteilung $\phi(z)$, Summitverteilung $\phi_s(z)$ und affine Transformation mit dem Parameter s

Tabelle 7.1.: Längen der Profilschnitte, Oberflächendeskriptoren und affiner Parameter s für die Probekörper 8 und 15 bei der Verwendung eines monofraktalen Ansatzes

Probekörper	Länge [mm]	ξ_{\perp}^2 [mm ²]	ξ_{\parallel} [mm]	D [-]	k [mm ³]	s-Param. [-]
8	40	0,0374	0,383	2,638	0,00518	1,10
15	50	0,061	2,098	2,6036	0,0508	1,19

statt. In Kapitel 5.1 wurde deshalb die Summitverteilung $\phi_s(z)$ eingeführt, die den oberen Teil des Höhenprofils beschreibt, der sich gerade in Kontakt mit dem Elastomer befindet. Um $\phi_s(z)$ zu bestimmen und dabei die grundsätzlichen Annahmen von Hertz zu erfüllen, wurde ein Algorithmus verwendet, der die lokalen Maxima bei verschiedenen Längenintervallen sucht. Um die Voraussetzung von Greenwood und Williamson zu erfüllen, dass zwei benachbarte Asperitäten sich nicht gegenseitig beeinflussen und unabhängig auf das Gummi wirken, werden die größten Asperitäten mit makroskopischen Kugeln approximiert, die einen maximalen Durchmesser von ξ_{\perp} haben und durch einen mittleren Abstand von ξ_{\parallel} getrennt sind. Da sich diese Approximation auf den oberen Teil des Rauheitsprofils bezieht, erhält man eine Höhenverteilung (hier: Summitverteilung $\phi_s(z)$), die sich teilweise deutlich vom gemessenen Oberflächenprofil $\phi(z)$ unterscheidet [33].

In Abbildung 7.6a ist exemplarisch ein Profilschnitt des Probekörpers 8 dargestellt, bei dem mit Hilfe des zuvor genannten Algorithmus die Summitverteilung $\phi_s(z)$ ermittelt wurde. Der Algorithmus schneidet die tiefen Täler des Rauheitsprofils ab, während die größten Asperitäten unberührt bleiben. Als Resultat erhält man aus der originalen Höhenverteilung $\phi(z)$ die Summitverteilung $\phi_s(z)$, die mit Hilfe eines analytischen Verfahrens angenähert werden kann. Unter Verwendung der Gleichungen (5.15) bis (5.17) und Variation des Parameters s erfolgt eine affine Transformation der originalen Höhenverteilung. Das exemplarische Vorgehen wurde bereits in Abbildung 5.4 dargestellt. In Abbildung 7.6b ist

**Abbildung 7.7.:** Greenwood-Williamson-Funktionen (a) des Probekörpers 8 (Schleifpapier 40) und (b) des Probekörpers 15 (Gestockt 4)

die affine Transformation der mittleren Höhenverteilung $\phi(z)$ des Probekörpers 8 zu sehen. Die Verteilungen sind über $\int \phi(z) dz = 1$ normiert. Das analytische Berechnungsverfahren lieferte für Probekörper 8 einen Wert von $s = 1,10$. Die Berechnung erfolgte für alle Probekörper. In Tabelle 7.1 sind die wichtigsten Größen für die beiden untersuchten Oberflächen zusammengefasst.

Aus der originalen Höhenverteilung $\phi(z)$ und der durch affine Transformation erhaltenen Summitverteilung $\phi_s(z)$ können mit Hilfe von Gleichung (5.14) die Greenwood-Williamson-Funktionen berechnet werden. Diese sind notwendig, um gewisse Kontaktbedingungen, wie z.B. die mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ oder die minimale Länge λ_{min} bestimmen zu können. Anstelle des Abstandes d , der sich zwischen der mittleren Höhe des Rauheitsprofils und der glatten Elastomeroberfläche einstellt, wird nachfolgend der mit der Standardabweichung normierte Abstand $t = d/\bar{\sigma}$ verwendet. $F_0(t)$ beschreibt demnach die Wahrscheinlichkeit, dass Kontakt oberhalb von t stattfindet. Während $F_0(t)$ und $F_1(t)$ sich auf die originale Höhenverteilung $\phi(z)$ beziehen, wird $F_{3/2}(t_s)$ mit dem normierten Abstand t_s in Verbindung gebracht. Die Größe t_s kann analog zu t über $t_s = d_s/\bar{\sigma}_s$ berechnet werden. Abbildung 7.7 zeigt die Greenwood-Williamson-Funktionen für die beiden Probekörper 4 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4).

Für selbstaffine Oberflächen können die statistischen Eigenschaften der rauen Oberfläche mit Hilfe der spektralen Leistungsdichte $S(n)$ im Ortsraum beschrieben werden. $S(n)$ stellt eine Potenzfunktion dar, die über Gleichung (5.21) berechnet werden kann. Die Topothese kann mit den zuvor ermittelten Oberflächendeskriptoren über $k = (3 - D)\xi_{\perp}^2 \xi_{\parallel}$ berechnet werden. Der Exponent β wurde über das Verhältnis $\beta = 7 - 2D$ bestimmt. Abbildung 7.8 zeigt die Fouriertransformation von zwei beliebig gewählten Profilschnitten des Probekörpers 8 (Schleifpapier 40). Eine mittlere spektrale Leistungsdichte $S(n)$ ergibt sich aus allen 250 Profilschnitten, wobei eine gute Übereinstimmung mit der vereinfachten Form aus Gleichung (5.21) gefunden werden konnte. Die spektrale Leistungsdichte im Ortsraum $S(n)$ wurde anschließend in den Frequenzraum überführt. Die daraus resultierende spek-

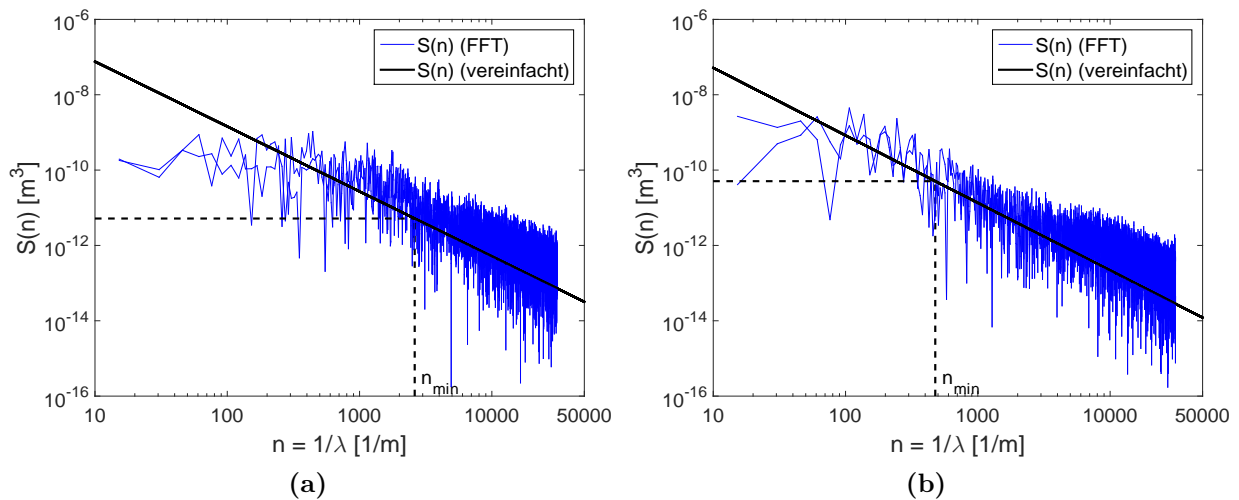


Abbildung 7.8.: Spektrale Leistungsdichte $S(n)$ für (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) mit Topothese $k = 5, 2 \cdot 10^{-12} \text{ m}^3$ und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4) mit Topothese $k = 5, 1 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3$; die kleinste im Spektrum vorkommende Frequenz ergibt sich zu $n_{min} = 1/\xi_{\parallel}$

trale Leistungsdichte im Frequenzraum $S(\omega)$ wird später für die Berechnung der Hysteresereibung benötigt.

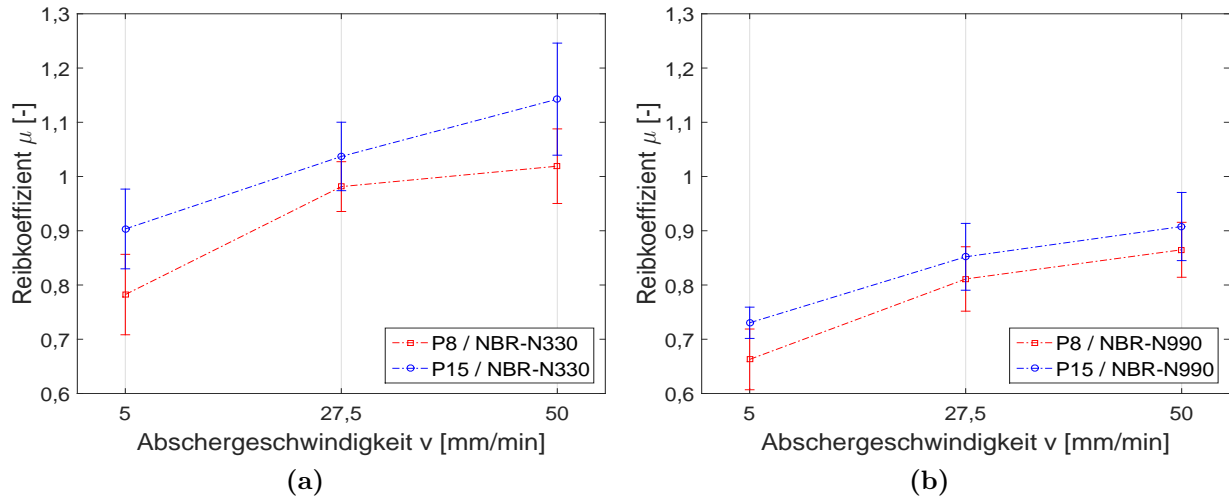


Abbildung 7.9.: Reibkoeffizienten μ auf den Probekörpern 8 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4) für die (a) aktive Mischung und (b) passive Mischung

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen können Abbildung 7.9 entnommen werden. Die aktive Mischung weist auf der gestockten Oberfläche wesentlich höhere Reibkoeffizienten auf als auf der Schleifpapieroberfläche. Während auf dem Schleifpapier mit der aktiven Mischung lediglich bei einer Abschergeschwindigkeit von 50 mm/min ein Reibkoeffizient von $\mu > 1,0$ erreicht wird, liegt dieser auf der gestockten Oberfläche bereits bei $v = 27,5 \text{ mm/min}$ oberhalb von $\mu = 1,0$ (vgl. Abbildung 7.9a). Auch bei der passiven Mischung ist dieses Verhalten zu beobachten, wobei die Differenzen zwischen den beiden Oberflächen nur minimal erkennbar sind (vgl. Abbildung 7.9b).

Welcher der vorgestellten Oberflächenparameter für die Beschreibung des Rauheitseinflusses auf den Reibkoeffizienten herangezogen werden kann, lässt sich nur schwer beantworten, da die Reibung stark last- und temperaturabhängig ist. Betrachtet man die Parameter aus Tabelle 7.1, so lassen sich Unterschiede bei der horizontalen ξ_{\parallel} und der vertikalen Korrelationslänge ξ_{\perp}^2 erkennen. Beide Parameter können jedoch nicht verwendet werden, um eine Aussage darüber zu treffen, bei welcher der beiden Oberflächen mit höheren übertragbaren Kräften bzw. höheren Reibkoeffizienten gerechnet werden kann. Beide Oberflächen haben jedoch annähernd die gleiche fraktale Dimension D . Um den Einfluss der Rauheit zu beschreiben, kann die Topothese² k verwendet werden. Sie stellt einen physikalisch gleichwertigen Deskriptor für Oberflächen dar, solange die fraktale Dimension näherungsweise konstant bleibt [31]. Untersuchungen zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Topothese k und dem Reibkoeffizienten μ wurden von Heinrich et al. durchgeführt [33]. Es wurde festgestellt, dass der Höhendifferenzkorrelation eine wesentliche Bedeutung zukommt, da über diese die Oberflächendeskriptoren ermittelt werden und anschließend die

²Die Topothese k beschreibt die Intensität (Stärke) der Rauheit, während der Hurstexponent H , der proportional zur fraktalen Dimension D ist, den geometrischen Charakter, d.h. die Selbstaffinität beschreibt (vgl. Kapitel 5.1.4).

Topothese berechnet wird. Die Ergebnisse der von Heinrich et al. durchgeführten Untersuchungen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen: Mit steigender Topothese erhöht sich auch der Reibkoeffizient. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit bestätigen diesen Zusammenhang. Die gestockte Oberfläche weist einen wesentlich größeren Wert für die Topothese auf ($k = 5,1 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3$) im Vergleich zur Schleifpapieroberfläche mit einer Topothese von $k = 5,2 \cdot 10^{-12} \text{ m}^3$. Die Topothese gibt das Niveau der spektralen Leistungsdichte an und stellt demnach einen charakteristischen Deskriptor für die Beschreibung einer Oberfläche dar. Sie kann als Maß für den Reibkoeffizienten herangezogen werden.

7.3. Materialverhalten

Das viskoelastische Verhalten der verwendeten Elastomermischungen wurde mittels dynamisch-mechanischer Analyse (DMA) untersucht. Die horizontalen Verschiebungsfaktoren zur Erstellung der Masterkurven wurden an der passiven Mischung (NBR-N990) durchgeführt, da bei dieser der Einfluss des Füllstoffes auf das Vulkanisat gering ist. Außerdem wurde für die Untersuchung eine sehr kleine Scheramplitude von $\epsilon = 0,1\%$ gewählt, da nur in diesem Bereich das Gummi einen linearen Zusammenhang zwischen Kraft und Weg aufzeigt. Die horizontalen Verschiebungsfaktoren wurden anschließend verwendet, um die Masterkurven des Speicher- bzw. Verlustmoduls zu generieren (vgl. Kapitel 6.5). Für die Berechnung der Hysterese- bzw. Adhäsionsreibung werden sowohl der Speicher- als auch der Verlustmodul benötigt. Während der Speichermodul G' zur Bestimmung der Kontaktbedingungen benötigt wird, wird zur Berechnung der beim Reibprozess dissipierten Energie der Verlustmodul G'' herangezogen. Um das nicht-lineare Verhalten von Elastomerbauteilen bei hohen Belastungen zu berücksichtigen, wurden zusätzliche dynamisch-mechanische Untersuchungen bei einer Scheramplitude von $\epsilon = 2,5\%$ durchgeführt.

7.3.1. Dynamisch-mechanische Analyse

Für die dynamisch-mechanische Analyse (DMA) der Elastomermischungen wurden streifenförmige Proben in eine ARES Versuchsapparatur eingespannt und mit einer Scheramplitude von $2,5\%$ im Frequenzbereich von $0,1 \text{ rad/s}$ bis 100 rad/s ($0,016 \text{ Hz}$ bis 16 Hz) tordiert. Die Messungen erfolgten in einem Temperaturbereich von -80°C bis $+80^\circ\text{C}$. Die Ermittlung der horizontalen Verschiebungsfaktoren und die Erstellung der Masterkurven wurde bereits in Kapitel 6.5 beschrieben. Für gewöhnlich werden die Messungen zur Ermittlung der horizontalen Verschiebungsfaktoren an ungefüllten Systemen durchgeführt. In diesem Fall wurde die passive Mischung (NBR-N990) verwendet. Dies ist zulässig, da bei dieser der Einfluss des Füllstoffes auf das Vulkanisat gering ist. Außerdem wurde eine Scheramplitude $\epsilon = 0,1\%$ verwendet, um nicht-lineare Effekte ausschließen zu können. Um das nicht-lineare Verhalten von Elastomerbauteilen bei hohen Belastungen zu berücksichtigen, wurden zusätzliche Untersuchungen bei einer Scheramplitude von $\epsilon = 2,5\%$ durchgeführt. Die Ergebnisse der Messungen nach Anwendung des Masterverfahrens können Abbildung 7.10 entnommen werden. Die Verläufe des Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') der aktiven (NBR-N330) und passiven (NBR-N990) Mischung sind dabei in Abbildung 7.10a dar-

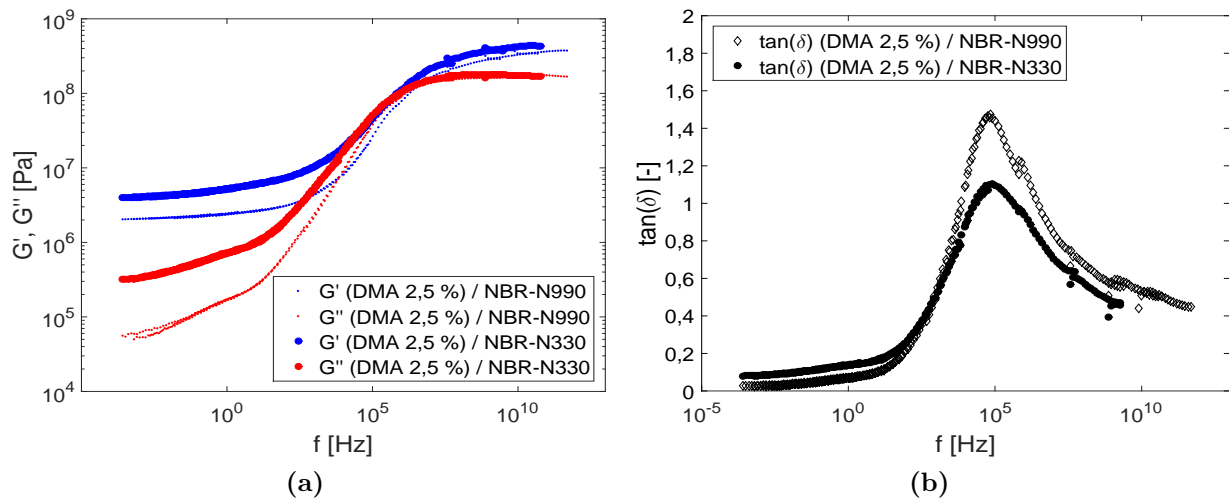


Abbildung 7.10.: Masterkurven des (a) Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') (b) Verlusttangens ($\tan(\delta)$) eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR

gestellt. Das aktive System zeigt im gummielastischen Bereich bis ca. 10 kHz einen höheren Speicher- und Verlustmodul. Dies bekräftigt die höhere Aktivität des verwendeten aktiven Rußes N 330. Die aktive Mischung ist in diesem Bereich dynamisch härter. Das Verhältnis von Verlust- zu Speichermodul wird über den Verlusttangens $\tan(\delta) = G''/G'$ beschrieben und ist in Abbildung 7.10b dargestellt. Beide Maxima, die durch die charakteristische Glasübergangstemperatur gekennzeichnet sind, werden bei einer ähnlicher Frequenz von ca. $f = 7,5 \cdot 10^4$ Hz erreicht. Die Kenntnis über die Modulverläufe sind essenziell wichtig für die Ermittlung der Hysteres- und Adhäsionsreibung. Beide Moduln gehen direkt in die Berechnung der beiden Hauptkomponenten des Reibkoeffizienten ein.

7.3.2. Relaxationszeitspektrum

Polymerwerkstoffe zeichnen sich durch eine ausgeprägte Zeitabhängigkeit ihrer mechanischen Eigenschaften aus. Diese Zeitabhängigkeit ist Resultat eines Spektrums von molekularen Relaxationsprozessen mit unterschiedlichen Relaxationszeiten. Die Ermittlung des Relaxationszeitspektrums erfolgt nach der Untersuchung eines viskoelastischen Werkstoffs durch eine dynamisch-mechanische Analyse (DMA) und ist Gegenstand der Relaxationspektroskopie. Mit Hilfe von Relaxationszeitspektren kann so u.a. die verlangsamte Dynamik von Polymerketten in der Nähe von Füllstoffpartikeln analysiert werden [23]. Die Relaxationszeitspektren der beiden Elastomermischungen wurden mit Hilfe von Gleichung (5.52) berechnet. Die Spektren sind in Abbildung 7.11 dargestellt.

Beide Spektren weisen einen linearen Verlauf im Bereich von ca. $\tau = 8,0 \cdot 10^{-7}$ s bis $\tau = 5,0 \cdot 10^{-4}$ s auf. Bei höheren Zeiten verlaufen beide Kurven wesentlich flacher. Die veränderten Steigungen sind ein Maß für die veränderte Dynamik an der Füllstoffoberfläche, die sich aufgrund des immobilisierten *bound rubbers* einstellt. Diese Schicht umhüllt die Füllstoffpartikel und hat eine höhere Glastemperatur als die umgebende Polymermatrix [23]. Für diese Bereiche ist mit höheren Relaxationszeiten zu rechnen, wodurch es zu einem langsameren Abfall von $H(\tau)$ bei höheren Zeiten kommt. Die Steigung m von $H(\tau)$

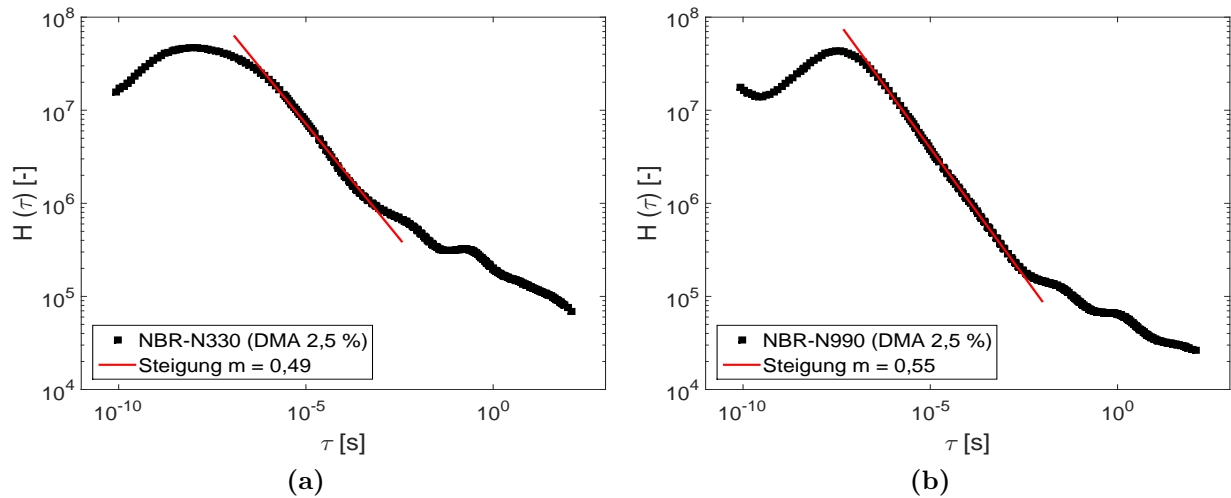


Abbildung 7.11.: Relaxationszeitspektren (DMA 2,5 %) eines mit einem (a) aktiven (N330) und (b) passiven (N990) Ruß gefüllten NBR: die Fitkurven entsprechen $H(\tau) = \tau^{-m}$

ist ein Maß für die Intensität der Polymer-Füllstoff-Wechselwirkung. Mit zunehmender Rußpartikelgröße nimmt die Steigung ebenfalls zu. Das bedeutet, dass mit zunehmender Partikelgröße die Polymer-Füllstoff-Wechselwirkung abnimmt. Laut Fritzsche wird zudem der Anteil der immobilisierten Polymerketten durch die kleinere Oberfläche des passiven Füllstoffes geringer [23]. Diese Effekte führen dazu, dass die passive Mischung eine höhere Steigung mit $m = 0,55$ aufweist (vgl. Abbildung 7.11b) als die in Abbildung 7.11a dargestellte aktive Mischung mit $m = 0,49$. Mit Hilfe der Steigung m kann nun der materialabhängige Exponent n gemäß Gleichung (5.57) berechnet werden. Dieser ist notwendig für die Berechnung der Grenzflächenscherspannung τ_s (vgl. Gleichung (5.46)) und dementsprechend für die Berechnung der Adhäsionsreibung laut Gleichung (5.41).

7.3.3. Kontaktbedingungen

Für die Berechnung der Hysterese- und Adhäsionsreibung müssen zunächst noch die Kontaktbedingungen berechnet werden. Die mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ lässt sich mit Gleichung (5.19) ermitteln, wobei zunächst über Gleichung (5.20) und der Funktion $F_{3/2}(t_s)$ der Greenwood-Williamson-Gleichungen die normierte Höhe t_s berechnet wurde. Für den Betrag $|E^*(\omega_{min})|$ wurde $E'(\omega_{min})$ gesetzt und die Abschätzung $E' = 3G'$ verwendet. Ist t_s bekannt, so kann die Höhe d über die Beziehung $t_s = d_s/\tilde{\sigma}_s$ und mit Hilfe von Gleichung (5.18) berechnet werden. Der nominelle Anpressdruck wurde entsprechend den experimentellen Bedingungen mit $\sigma_0 = 0,24 \text{ MPa}$ angenommen.

Die Größen d und $\langle z_p \rangle$ sind geschwindigkeitsabhängig und können den Abbildungen 7.12 und 7.13 entnommen werden. Die Geschwindigkeitsabhängigkeit beider Größen resultiert aus der Geschwindigkeitsabhängigkeit der minimalen Anregungsfrequenz $\omega_{min} = 2\pi v/\xi_{||}$. Ein Ansteigen des Elastizitätsmoduls E' mit der Frequenz bewirkt eine Vergrößerung des Abstandes d zwischen dem Elastomer und der mittleren Rauheitshöhe und somit auch eine Verkleinerung der mittleren Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ in die Oberfläche. Mit zunehmender Geschwindigkeit steht dem Elastomer immer weniger Zeit zur Verfügung, sich in die

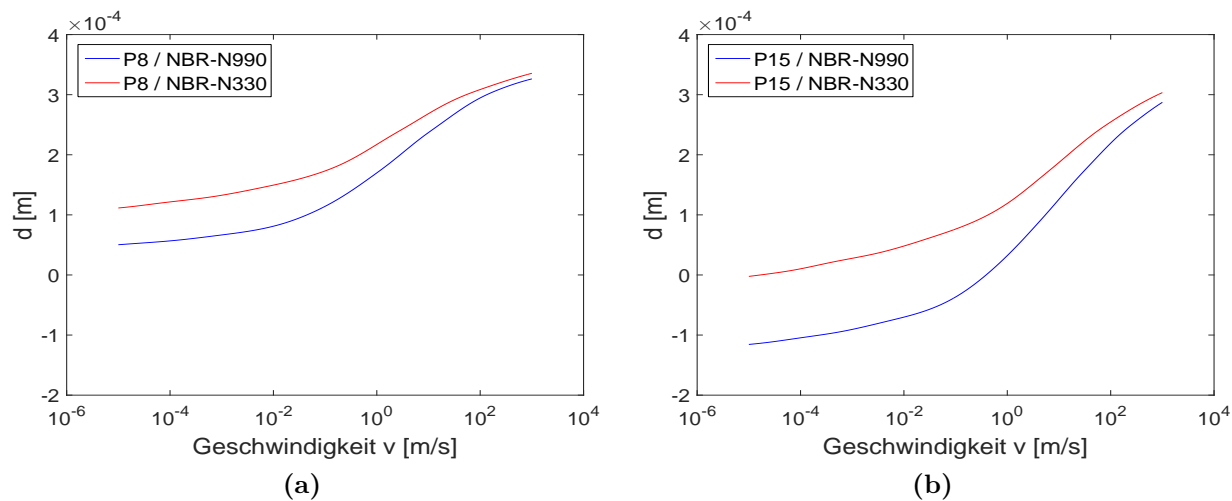


Abbildung 7.12.: Höhe d zwischen dem Elastomer und der mittleren Rauheitshöhe von (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4)

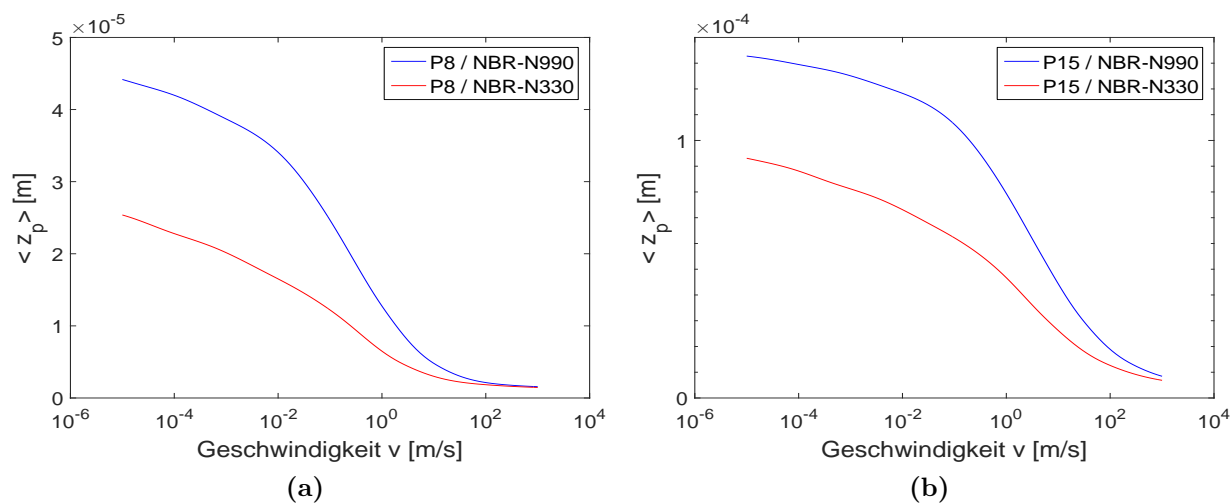


Abbildung 7.13.: Mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ von (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4)

Kavitäten der Oberfläche zu drücken. Die aktive Mischung reagiert weniger elastisch. Es ergeben sich dadurch höhere Werte für die Höhe d im Vergleich zur passiven Mischung. Die wahre Kontaktfläche A_c bzw. das Verhältnis von wahrer Kontaktfläche zu nomineller Kontaktfläche A_c/A_0 nimmt ähnlich der mittleren Eindringtiefe mit zunehmender Geschwindigkeit ab (vgl. Abbildung 7.14). Das Verhältnis von wahrer Kontaktfläche zu nomineller Kontaktfläche wurde mit Hilfe von Gleichung (5.40) berechnet. Es ist zu erkennen, dass die passive Mischung im Vergleich zur aktiven Mischung eine wesentlich höhere wahre Kontaktfläche aufweist. Die Differenz zwischen den beiden Mischungen nimmt allerdings mit zunehmender Geschwindigkeit ab. Auch dieser Effekt kann auf die höhere Elastizität der passiven Mischung im Vergleich zur aktiven Mischung zurückgeführt werden.

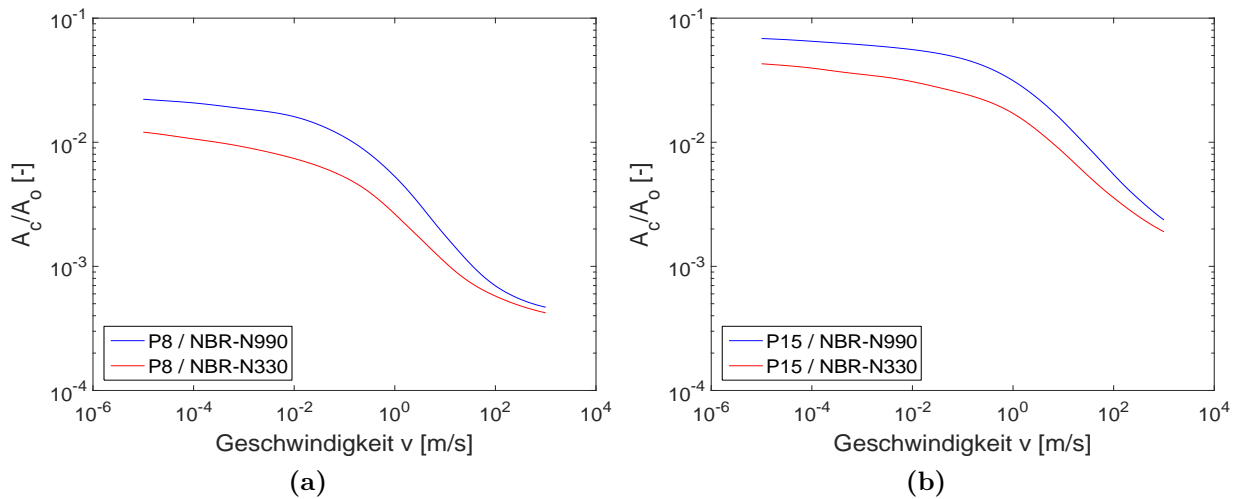


Abbildung 7.14.: Verhältnis A_c/A_0 von (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4) in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit

Betrachtet man das Verhältnis der wahren Kontaktfläche zur nominellen Kontaktfläche A_c/A_0 der beiden Oberflächen in Abbildung 7.14, so ist zu erkennen, dass sich auf der gestockten Oberfläche höhere wahre Kontaktflächen ergeben als auf der Schleifpapieroberfläche. Dieses Phänomen kann, zusätzlich zur Erklärung mittels Topothesevergleich, durch Betrachtung der vertikalen und lateralen Oberflächendesriptoren erklärt werden: Je größer das Verhältnis $\xi_{\parallel}/\xi_{\perp}$, desto flacher ist das Oberflächenprofil und desto zugänglicher sind die Oberflächenstrukturen [10]. Damit ist schließlich mehr Kontakt möglich. Die gestockte Oberfläche hat mit einem Verhältnis von $\xi_{\parallel}/\xi_{\perp} = 8,49$ eine deutlich flachere Oberflächenstruktur im Vergleich zur Schleifpapieroberfläche, die ein Verhältnis von $\xi_{\parallel}/\xi_{\perp} = 1,98$ aufweist. Dies kann zusätzlich zur Erklärung herangezogen werden, warum auf der gestockten Oberfläche größere Kräfte übertragen werden können als auf der Schleifpapieroberfläche.

Die minimale Kontaktlänge λ_{min} in lateraler Richtung wurde für die verwendeten Oberflächen mit Hilfe von Gleichung (5.39) berechnet. Die entsprechenden Kurven sind in Abbildung 7.15 dargestellt. Höhere Geschwindigkeiten führen zu einem Ansteigen der minimalen Kontaktlänge. Das bedeutet, dass bei höheren Geschwindigkeiten immer größere Rauheitsstrukturen zum Reibprozess beitragen, während die kleineren Asperitäten immer weniger

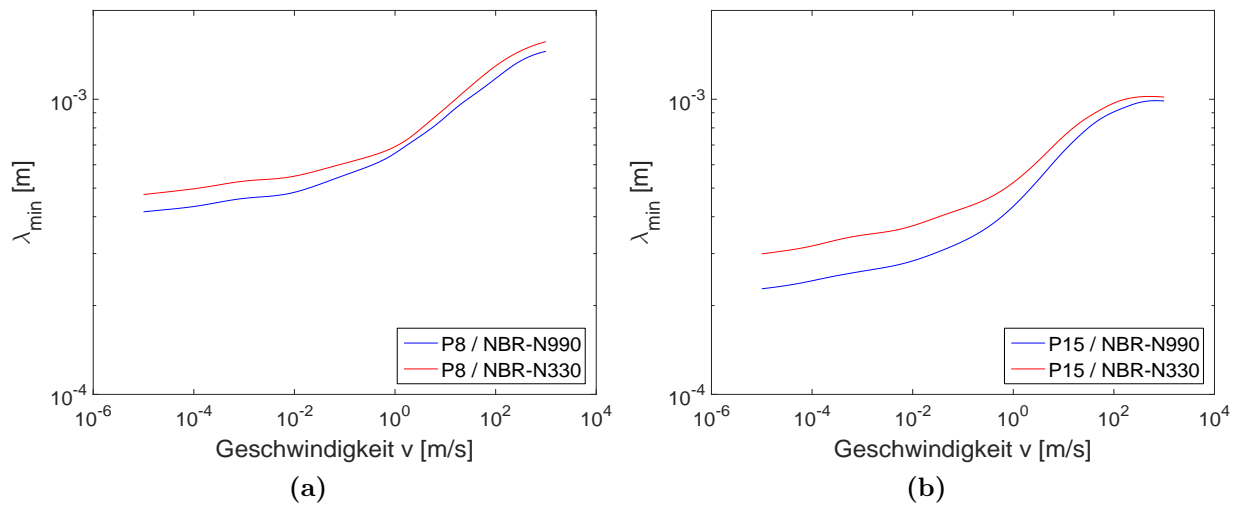


Abbildung 7.15.: Minimale Länge λ_{min} von (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4) in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit

zugänglich werden. Es ist zudem zu erkennen, dass die passive Mischung wesentlich kleinere minimale Kontaktlängen erreicht als die aktive Mischung. Die aktive Mischung kann aufgrund der geringeren Elastizität die feineren Kavitäten nicht ausfüllen, um einen lateral breiten Kontakt herzustellen [10].

Um den Härte- bzw. Füllstoffeinfluss richtig einordnen zu können, muss auf den Aufbau der beiden verwendeten Ruße eingegangen werden. Wie bereits in Kapitel 3.4 beschrieben, werden die Ruße in erster Linie über die Größe der Primärteilchen, die einen Einfluss auf die Oberflächenaktivität haben, und über die Aggregatstruktur charakterisiert. Rußgefüllte Systeme weisen starke Füllstoff-Polymer-Wechselwirkungen auf, die zu einer reduzierten Kettenbeweglichkeit an der Füllstoffoberfläche führen. Die Adsorption der Polymerketten an der Füllstoffoberfläche hängt von der Stärke der Van-der-Waals-Wechselwirkungen zwischen Füllstoff und Polymer ab. Hoch aktive Ruße haben aufgrund ihrer hohen spezifischen Oberfläche sowie ihrer hochverzweigten Struktur größere Verstärkungsfunktion als passive Ruße [23]. Die größere Verstärkungsfunktion des verwendeten aktiven Rußes (N 330) im Vergleich zum verwendeten passiven Ruß (N 990) kann aus den Masterkurven des Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') abgelesen werden (vgl. Abbildung 7.10a). Das aktive System zeigt im gummielastischen Bereich bis ca. 10 kHz einen höheren Speichermodul. Dies ist Ausdruck der höheren Aktivität des verwendeten aktiven Rußes N 330. Die aktive Mischung ist in diesem Bereich dynamisch härter. Auch der Verlustmodul (G'') der aktiven Mischung ist im Vergleich zur passiven Mischung höher.

Der Verlustmodul steht in direkter Verbindung mit der Hysteresereibkraft F_{Hys} bzw. mit dem Hysteresereibkoeffizienten μ_{Hys} (vgl. Gleichung (5.35)). Der Speichermodul wird für die Berechnung der Scherspannung τ_s benötigt, die in Gleichung (5.46) definiert ist. Mit Hilfe von Gleichung (5.41) kann anschließend der Adhäsionsreibkoeffizient ermittelt werden. Aufgrund des höheren Speicher- (G') sowie Verlustmoduls (G'') der aktiven Mischung lässt sich eine erste Annahme, dass mit der aktiven Mischung höhere Kräfte übertragen werden können als mit der passiven Mischung, treffen. Diese Annahme konnte durch die experimentellen Untersuchungen bestätigt werden.

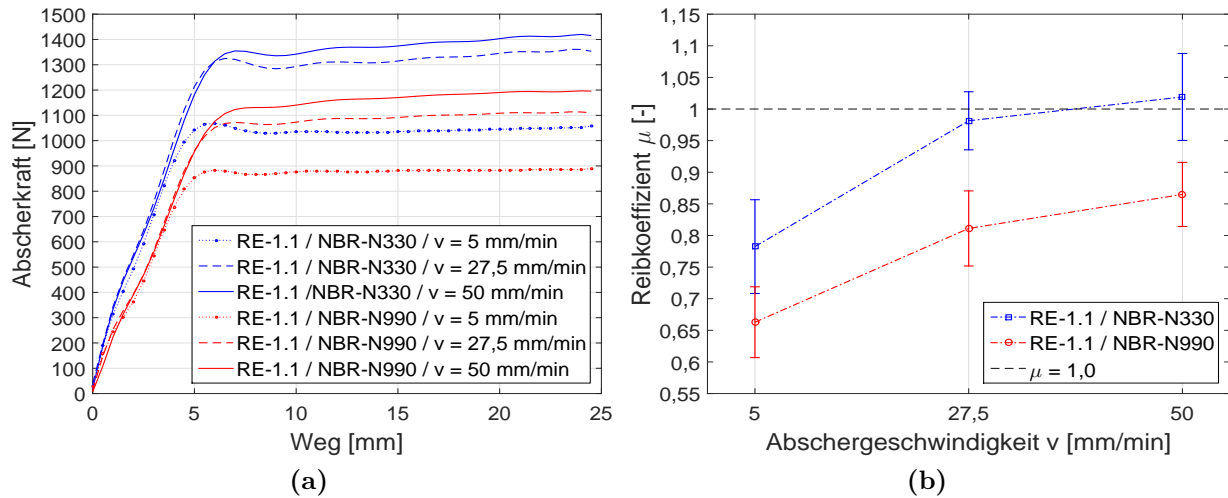


Abbildung 7.16.: (a) Reibkraftkurven und (b) Werte für den Reibkoeffizienten μ eines mit einem aktiven (N330) und passiven (N990) Ruß gefüllten NBR in Abhängigkeit von der Abschergeschwindigkeit (DIK-Mischung, RE-1.1, Probekörper 8)

Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe können Abbildung 7.16 entnommen werden. Mit der aktiven Mischung können wesentlich höhere Kräfte übertragen werden als mit der passiven Mischung. Die Reibkurven sind in Abbildung 7.16a dargestellt. Auch in dieser Versuchsreihe wurde die Abschergeschwindigkeit variiert. Mit zunehmender Geschwindigkeit können höhere Kräfte übertragen werden. Deutlicher wird der Härte- bzw. Füllstoffeinfluss in Abbildung 7.16b. Die Reibkoeffizienten der aktiven Mischung liegen bei allen durchgeführten Abschergeschwindigkeiten oberhalb der Reibkoeffizienten der passiven Mischung. Lediglich bei einer Geschwindigkeit von 50 mm/min konnte mit der aktiven Mischung ein mittlerer Reibkoeffizient von $\mu > 1,0$ erreicht werden.

Das Verständnis über das Materialverhalten der Elastormischungen auf den verwendeten Oberflächen ist essenziell wichtig zur Interpretation der Versuchsergebnisse. Zur Modellierung des Gesamtreibkoeffizienten μ , bestehend aus der Hysterese- und Adhäsionsreibung sowie aus dem Beitrag durch Formschluss, müssen alle notwendigen Parameter, wie z.B. der Speicher- (G') und Verlustmodul (G'') berechnet werden. Die Masterkurven hierzu wurden zuvor in diesem Kapitel vorgestellt. Im Rahmen der dynamisch-mechanischen Analyse wurde zudem das Relaxationszeitspektrum für die verwendeten Elastormischungen erstellt. Daraus konnte der materialabhängige Exponent n abgeleitet werden, der in die Berechnung der Adhäsionskomponente einfließt. Zusätzlich mussten aus dem Zusammenspiel von Oberflächenrauheit mit Elastomer die Kontaktbedingungen ermittelt werden. Diese wurden mit der zuvor vorgestellten Höhe d zwischen dem Elastomer und der mittleren Rauheitshöhe, der mittleren Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$, dem Verhältnis von wahrer Kontaktfläche zu nomineller Kontaktfläche A_c/A_0 und der minimalen Kontaktlänge λ_{min} berechnet.

7.4. Einfluss der Reibeinlagengeometrie

Die Untersuchung der Reibeinlagengeometrie ist von wesentlicher Bedeutung bei der Kraftübertragung beim Einsatz von aktiv betriebenen Vakuumbreifern. Der für die Kraftübertragung verantwortliche Formschluss zwischen dem Elastomer und der Oberfläche wurde als weiterer Beitrag zum Gesamtreibkoeffizienten erkannt und in Kapitel 5.3 beschrieben. Nachfolgend werden die für die Berechnung des Formschlussbeitrages notwendige Formschlussfläche beschrieben und die verschiedenen Geometrieinflüsse erläutert.

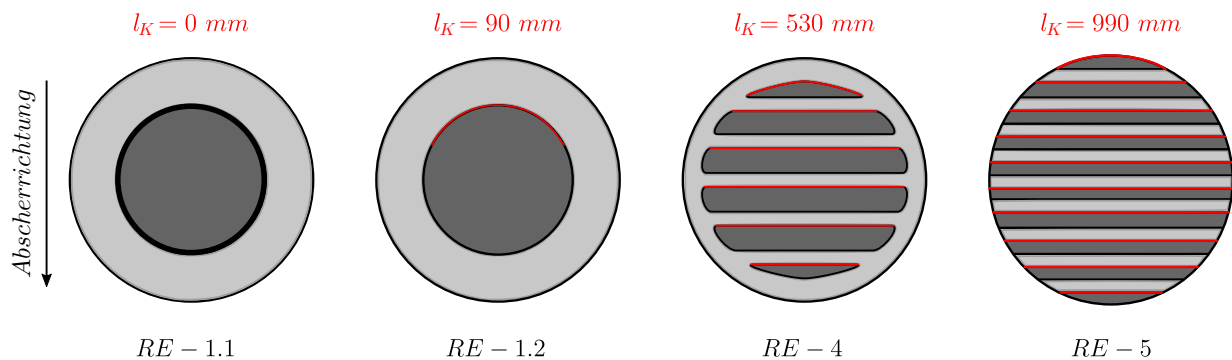


Abbildung 7.17.: Reibeinlagengeometrien und effektive Kantenlängen l_K

Für die Berechnung des Formschlussbeitrages zur Gesamtreibkraft wurde zunächst die Formschlussfläche $A_{FS}(l_k)$ gemäß Gleichung (5.59) berechnet. Die Formschlussfläche ist dabei material- und geschwindigkeitsabhängig. Je höher die Geschwindigkeit, desto weniger wird das Elastomer in die Kavitäten der Reiboberfläche gedrückt und desto weniger Formschlussfläche steht zur Verfügung. Das gleiche Phänomen ergibt sich bei der Betrachtung des Elastomermaterials. Weichere Materialien werden im Vergleich zu härteren Werkstoffen besser in die Oberflächenstrukturen gedrückt, wodurch die statistisch verteilte Formschlussfläche erhöht wird. Zudem ist die Formschlussfläche und somit der Beitrag zum Gesamtreibkoeffizienten von der Kantenlänge l_K abhängig, die bei den vier Geometrien verschiedene Werte annimmt (vgl. Abbildung 7.17).

Für die Ermittlung der Formschlussfläche $A_{FS}(l_k)$ wurde auf die in Kapitel 7.3.3 beschriebene Höhe d zwischen Elastomeroberfläche und der mittleren Profilhöhe $\langle z \rangle$ zurückgegriffen. Die Höhe d ist ein Maß dafür, welche Profilspitzen zum Formschluss beitragen und welche Profilhöhen vernachlässigt werden können. Die berechneten Kurven für die Formschlussflächen sind in Abbildung 7.18 dargestellt.

Beim Vergleich von Abbildung 7.18a mit Abbildung 7.18b ist zu erkennen, dass die gestockte Oberfläche eine wesentlich höhere Formschlussfläche aufweist als die Schleifpapieroberfläche. Dieser Effekt korreliert mit den zuvor beschriebenen Phänomenen, bei denen sich bei der aktiven Mischung auf der gestockten Oberfläche kleinere Werte für d einstellen als auf der Schleifpapieroberfläche, d.h. es findet eine größere Eindrückung statt und dementsprechend ist das Verhältnis zwischen wahrer Kontaktfläche zu nomineller Kontaktfläche größer. Die Werte für die Formschlussflächen für die passive Mischung liegen im Übrigen oberhalb der aktiven Mischung. Aus Gründen der besseren Übersichtlichkeit sind diese in Abbildung 7.18 nicht dargestellt.

Für die experimentelle Untersuchung des Geometrieinflusses der Elastomerreibeinlagen

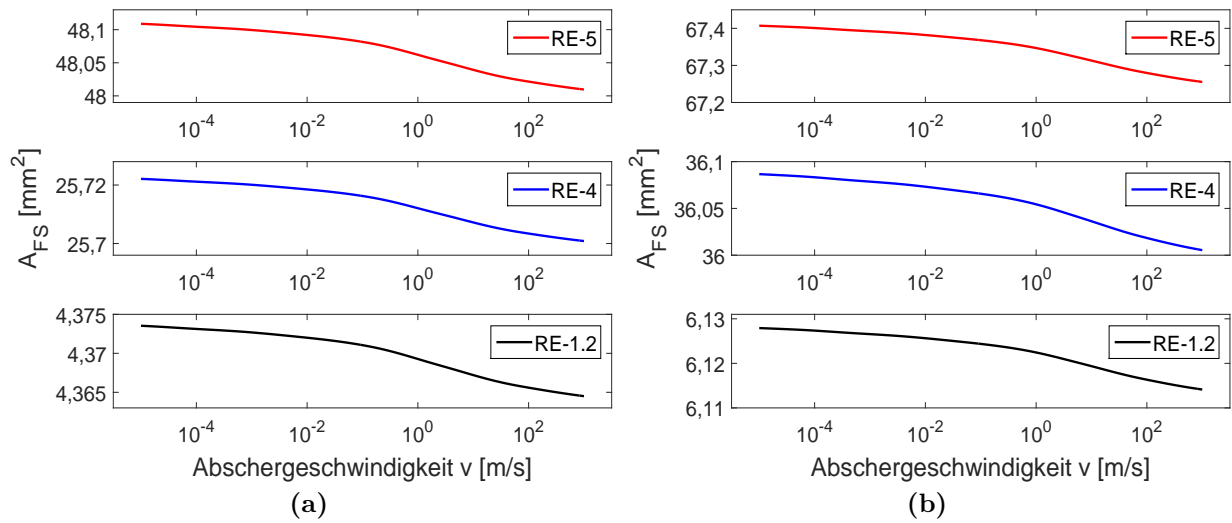


Abbildung 7.18.: Formschlussflächen A_{FS} der aktiven Mischung für (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4)

wurden die Reibeinlagen aus Abbildung 7.17 verwendet. Zunächst wurden lediglich die Reibeinlagengeometrien RE-1.1 und RE-1.2 untersucht und miteinander verglichen. Die Reibeinlage RE-1.1 diente dabei als Referenz, da bei dieser Reibeinlage die Kanten im Vorfeld angeschliffen wurden. Es kann davon ausgegangen werden, dass der Kanteneinfluss bei dieser Geometrie vernachlässigbar ist. Die Ergebnisse der Versuchsreihe können Abbildung 7.19 entnommen werden. Sowohl bei der Schleifpapieroberfläche als auch bei

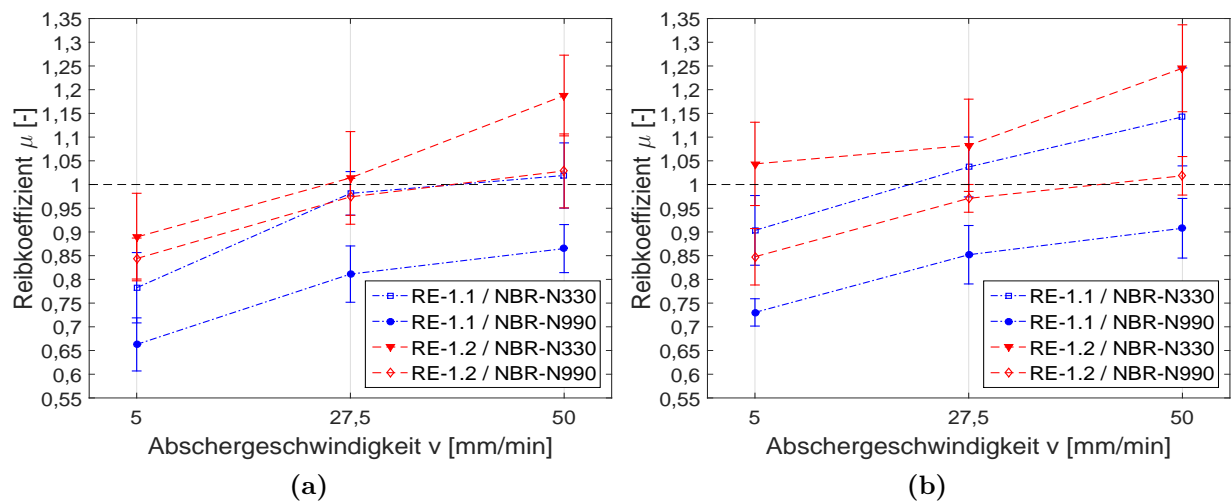


Abbildung 7.19.: Die mit den Reibeinlagengeometrien RE-1.1 und RE-1.2 erzielten Reibkoeffizienten μ der aktiven und passiven Mischung für (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4)

der gestockten Oberfläche wurden mit der aktiven Mischung höhere Reibkoeffizienten erzielt als mit der passiven Mischung. Von größerer Bedeutung ist allerdings die Steigerung der übertragbaren Kräfte bzw. des Reibkoeffizienten durch Verwendung der Reibeinlage

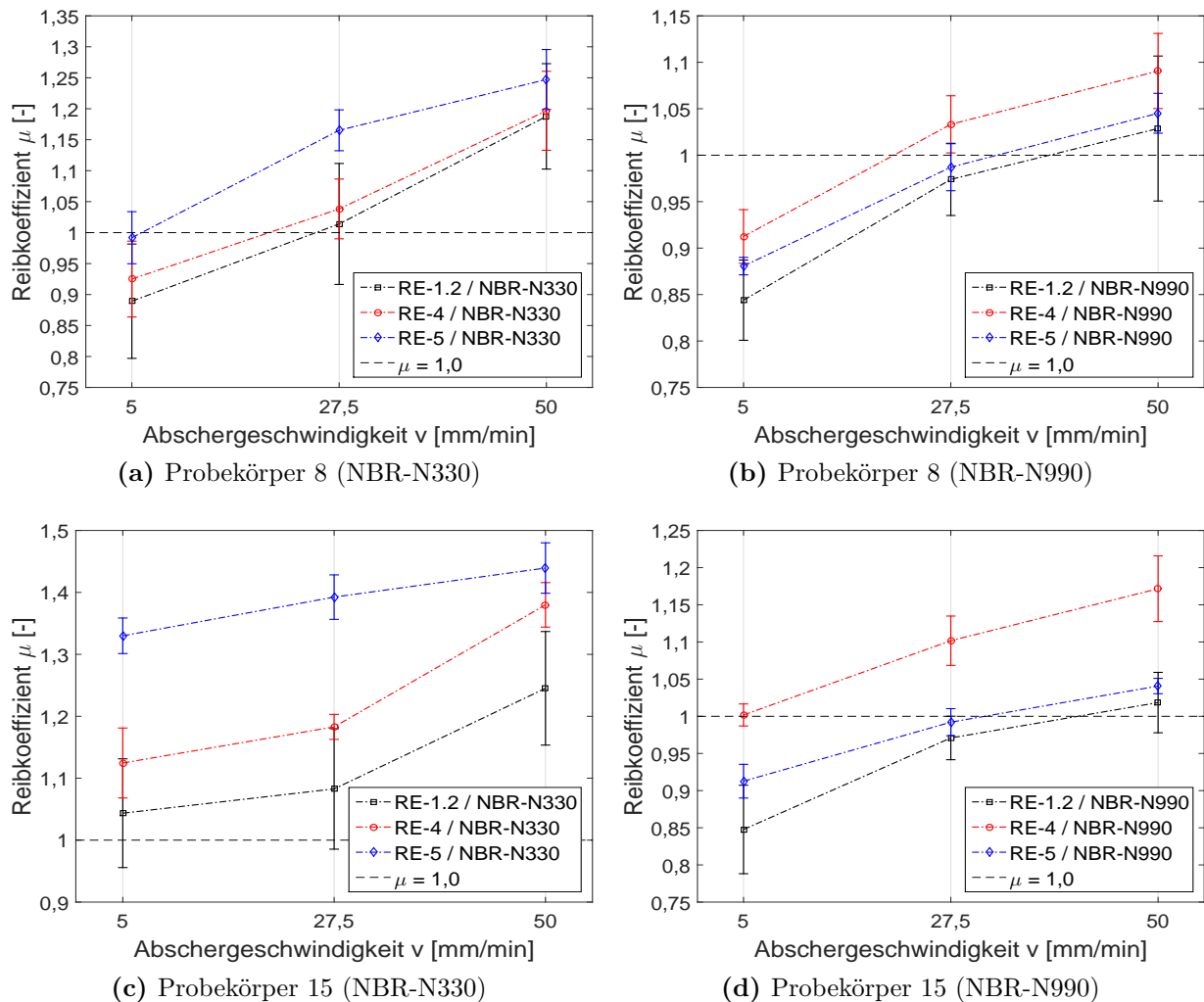


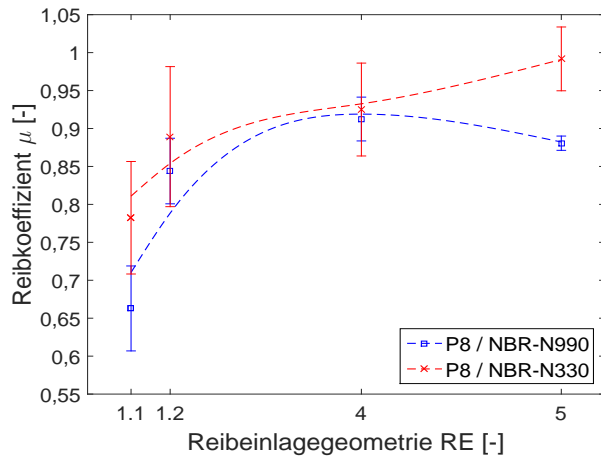
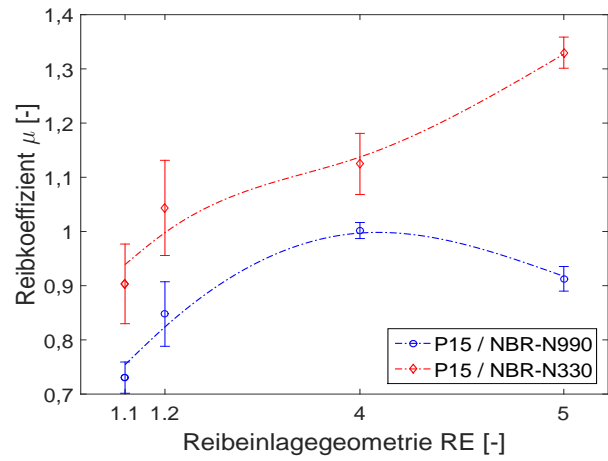
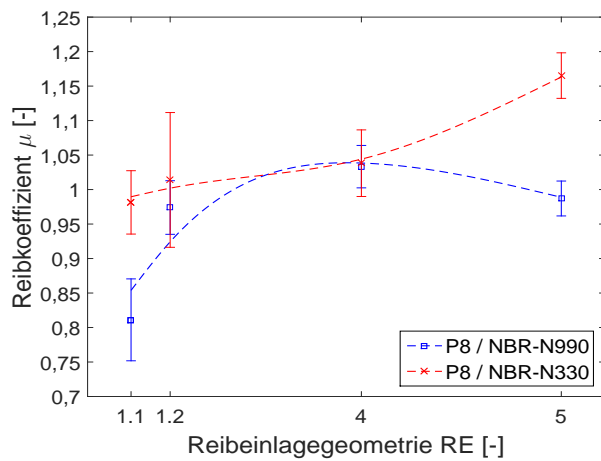
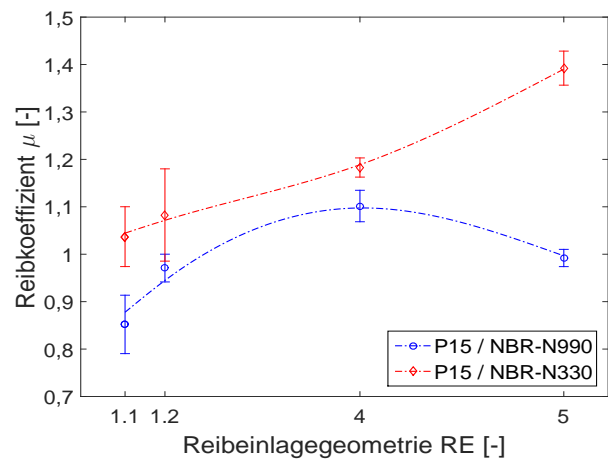
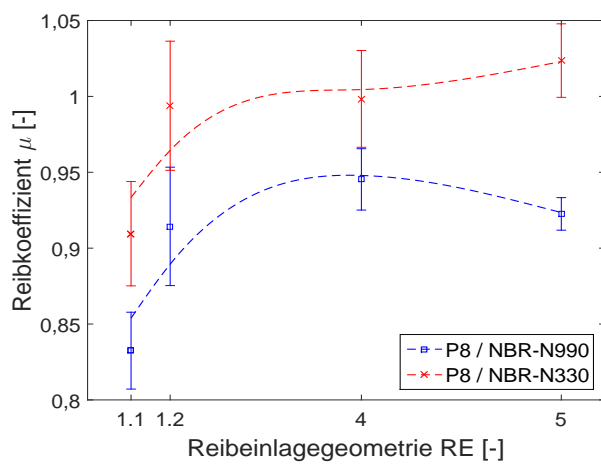
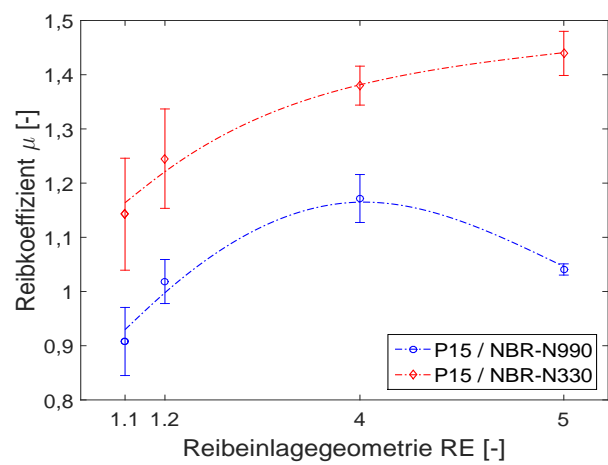
Abbildung 7.20.: Die mit den Reibeinlagengeometrien RE-1.2, RE-4 und RE-5 erzielten Reibkoeffizienten μ der aktiven und passiven Mischung für Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)

RE-1.2 mit einer Kantenlänge $l_K = 90 \text{ mm}$. Dies bedeutet, dass bei Verwendung gleicher Materialkompositionen durch geeignete Wahl der Reibeinlagengeometrie eine Erhöhung der übertragbaren Kraft erzielt werden kann.

Diesen Effekt galt es in einer weiteren Versuchsreihe durch Hinzunahme der Reibeinlagengeometrien RE-4 ($l_K = 530 \text{ mm}$) und RE-5 ($l_K = 990 \text{ mm}$) zu untersuchen. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen sind in Abbildung 7.20 dargestellt. Sowohl auf der Schleifpapieroberfläche (vgl. Abbildung 7.20a) als auch auf der gestockten Oberfläche (vgl. Abbildung 7.20c) wurde bei Verwendung der aktiven Mischung (NBR-N330) mit zunehmender Kantenlänge eine Vergrößerung des Reibkoeffizienten beobachtet. Wie bereits zuvor beschrieben, lagen auch bei dieser Versuchsreihe die Reibkoeffizienten auf der gestockten Oberfläche oberhalb derer, die auf der Schleifpapieroberfläche erzielt wurden. Die Werte auf dieser Oberfläche lagen deutlich über $\mu > 1,0$. Die Annahme, dass sich durch Erhöhung der Kantenlänge eine Steigerung der übertragbaren Kraft generieren lässt, konnte dadurch

bestätigt werden. Demgegenüber stehen die Ergebnisse mit der passiven Mischung. Während zwischen RE-1.2 und RE-4 durch die Erhöhung der Kantenlänge von ($l_K = 90 \text{ mm}$) auf $l_K = 530 \text{ mm}$ noch eine Steigerung des Reibkoeffizienten auf allen Geschwindigkeitsstufen zu erkennen war, fielen die Werte für die Reibeinlage RE-5 unter die der Reibeinlage RE-4 (vgl. Abbildungen 7.20b und 7.20d). Offensichtlich spielt die Elastomermischung bei der Beschreibung des Geometrieinflusses eine wesentliche Rolle. Reibeinlage RE-4 weist in ihrem konstruktiven Aufbau Stegbreiten von 12 mm auf. Um eine konstante nominelle Kontaktfläche bereitzustellen, wurde Reibeinlage RE-5 mit Stegbreiten von ca. 5 mm ausgelegt. Die passive Mischung ist wesentlich elastischer als die aktive Mischung. Dadurch ergibt sich eine deutlich geringere Steifigkeit in den Stegen bei Reibeinlage RE-5 im Vergleich zu RE-4. Dieses Phänomen ist vor allem bei der passiven Mischung zu erkennen, während die aktive Mischung noch ausreichend Stabilität gewährleistet. Bei der passiven Mischung ist davon auszugehen, dass die Stege zum Kippen neigen und sich dadurch die Kontaktfläche verringert. Dies ist verbunden mit einer Abnahme des Reibkoeffizienten. Eine Erhöhung der Kantenlänge ist konstruktiv nur bis zu einem bestimmten Grad technisch umsetzbar und darüber hinaus, abhängig von der verwendeten Elastomermischung, lediglich bis zu einem bestimmten Punkt sinnvoll.

Dieser Effekt wird deutlicher, wenn man sich die Reibkoeffizienten der unterschiedlichen Elastomermischungen auf einzelnen Geschwindigkeitsstufen betrachtet (vgl. Abbildung 7.21). Während die Fitkurven der aktiven Mischung einen tendenziell ansteigenden Verlauf zeigen, ist für die passive Mischung die Ausbildung eines Maximums zu erkennen. Dieses Maximum stellte sich bei Verwendung der Reibeinlage RE-4 ein.

(a) Probekörper 8 & $v = 5 \text{ mm/min}$ (b) Probekörper 15 & $v = 5 \text{ mm/min}$ (c) Probekörper 8 & $v = 27,5 \text{ mm/min}$ (d) Probekörper 15 & $v = 27,5 \text{ mm/min}$ (e) Probekörper 8 & $v = 50 \text{ mm/min}$ (f) Probekörper 15 & $v = 50 \text{ mm/min}$ Abbildung 7.21.: Reibkoeffizienten μ in Abhängigkeit der Reibeinlagengeometrie

7.5. Korrelation zwischen Simulation und Experiment

Nachfolgend werden die experimentell gewonnenen Ergebnisse mit den in Kapitel 5 vorgestellten Modellansätzen, der Hysterese- und Adhäsionsreibung sowie dem Beitrag durch Formschluss in Beziehung gesetzt. Ziel ist es, die praktisch nicht messbaren freien Modellparameter b der Hysteresereibung, $\tau_{s,0}$ und v_c der Adhäsionsreibung und σ_{FS} aus dem Formschlussbeitrag des Gesamtreibkoeffizienten abzuleiten, was zu einem vollständigen Reibmodell nach Gleichung (1.1) führt. Sind diese bekannt, so kann unter Einhaltung der in dieser Arbeit beschriebenen Rahmenbedingungen für beliebige Reibeinlagengeometrien mit einer gegebenen Kantenlänge l_K der zu erwartende Reibkoeffizient μ berechnet werden. Zunächst erfolgt die Ermittlung der freien Modellparameter b der Hysteresereibung und $\tau_{s,0}$ bzw. v_c der Adhäsionsreibung. Zur Ermittlung dieser Parameter stehen die Versuchsergebnisse mit dem Reibeinlagentypen RE-1.1 zur Verfügung. Für die Ermittlung des freien Modellparameters σ_{FS} des Formschlussbeitrages des Gesamtreibkoeffizienten wurden die Versuchsergebnisse mit den Reibeinlagentypen RE-1.2, RE-4 und RE-5 verwendet. Die Ableitung des freien Parameters σ_{FS} erfolgt später in diesem Kapitel.

Eine Entkopplung der beiden Hauptkomponenten, die zur Elastomerreibung bei Proben mit angeschliffenen Kanten beitragen, nämlich der Hysterese- und Adhäsionsreibung, konnte in dieser Arbeit nicht durchgeführt werden. Die Reibversuche fanden ohne Ausnahme unter trockenen Verhältnissen statt. Eine Unterteilung wäre prinzipiell möglich, wenn in einem ersten Schritt Reibversuche unter nassen Bedingungen durchgeführt werden würden. Aufgrund des Lubrikanten, der zwischen dem Elastomer und der rauen Oberfläche eingebracht wird und während des Reibprozesses von dort auch nicht verdrängt werden kann, werden die Mikroasperitäten, die vor allem bei der Adhäsion eine wesentliche Rolle spielen, gefüllt. Danach könnten unter ansonsten identischen Randbedingungen Reibversuche auf trockener Oberfläche durchgeführt werden. Während auf nasser Oberfläche der Beitrag der Hysterese ermittelt werden kann, werden auf trockener Oberfläche Hysterese- und Adhäsionseffekte gemessen. Durch Subtraktion des Hystereseanteils vom Gesamtbeitrag unter trockenen Verhältnissen kann die Adhäsionskomponente ermittelt werden. Die Bestimmung der Adhäsion mit einem direkten Ermittlungsverfahren ist nicht möglich.

Der Anpressdruck wurde wie in Kapitel 7.3.3 mit $\sigma_0 = 0,24 \text{ MPa}$ angenommen. In einem ersten Schritt wurde die Hysterese- und Adhäsionsreibung mit Hilfe der Gleichungen (5.35) und (5.41) simuliert. Der Hysterese- sowie Adhäsionsbeitrag wurde in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit berechnet, wobei die äußeren Parameter, wie z.B. der nominelle Anpressdruck oder auch die Temperatur, konstant gehalten wurden. Über die drei bereits vorgestellten freien Modellparameter b , $\tau_{s,0}$ und v_c wurden beide simulierten Anteile an die Messungen aus der experimentellen Untersuchung angepasst.

Der Parameter b gibt dabei das Verhältnis zwischen der mittleren Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ und der Schichtdicke $\langle \delta \rangle$ des angeregten Volumens an. Erste Simulationsergebnisse zeigten, dass eine konservative Abschätzung der Hysterese mit $b = 1,0$ vernünftige Ergebnisse lieferte. Für das Optimierungsproblem zur Annäherung von Modell und Messung wurde deshalb $b = 1,0$ gesetzt. Dies hängt mit der Tatsache zusammen, dass die Versuchsreihen lediglich auf trockenen Oberflächen durchgeführt wurden. Eine explizite Bestimmung von b ist lediglich auf nassen Oberflächen möglich, da in diesem Fall der Gesamtreibkoeffizient vom Beitrag der Adhäsion entkoppelt wird und der Reibprozess sich ausschließlich auf

die Hysterese zurückführen lässt. Nassmessungen konnten im Rahmen der Untersuchung des Kraftübertragungsverhaltens von Vakuumgreifern und den gegebenen Rahmenbedingungen innerhalb dieser Arbeit nicht durchgeführt werden. Mit Hilfe des Fitparameters b erfolgt eine Vertikalverschiebung der Hysteresereibkurve. Für kleine Geschwindigkeiten, wie sie in dieser Arbeit untersucht wurden, wird der Gesamtreibkoeffizient μ jedoch vorwiegend durch adhäsive Prozesse beeinflusst, wobei auch in diesem Fall das Zusammenspiel aus Oberflächenrauheit und Materialverhalten berücksichtigt werden muss. Mit Zunahme der Geschwindigkeit nimmt der Einfluss der Adhäsion ab, während der Hystereseanteil zum Gesamtreibkoeffizienten zunimmt, wie der schematischen Darstellung der Geschwindigkeitsabhängigkeit des Reibkoeffizienten in Abbildung 7.22 entnommen werden kann.

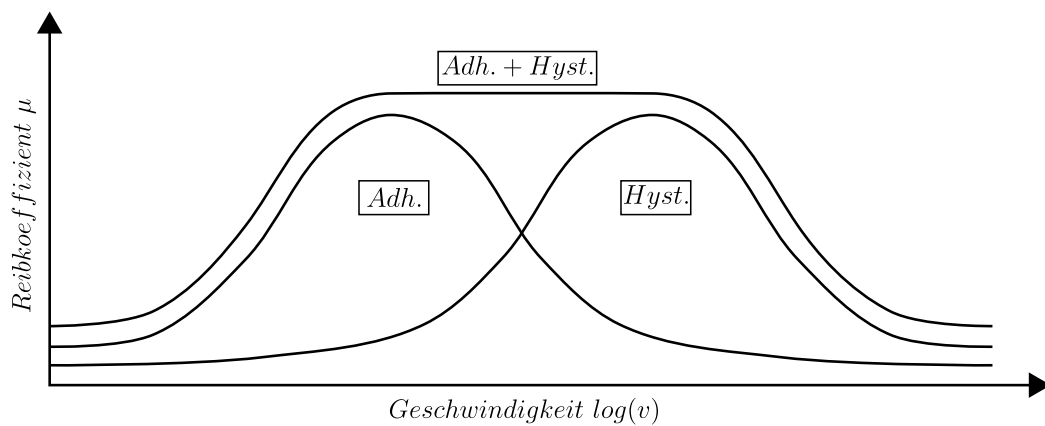


Abbildung 7.22.: Schematische Darstellung des Gesamtreibkoeffizienten μ , bestehend aus den Einzelbeiträgen der Adhäsion und Hysterese in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit

Für die Modellierung der Adhäsion wird laut Gleichung (5.41) die wahre Grenzflächenspannung τ_s benötigt. Diese kann über das Verhältnis $\tau_s = \gamma_{eff}/l_s$ berechnet werden. Während γ_{eff} über Kontaktwinkelmessungen an den beiden Oberflächen gemessen werden kann, gibt es keine Messmethodik zur Ermittlung des charakteristischen Längenmaßes l_s , das bei wenigen Mikrometern ($1 - 2 \mu m$) liegt und auf der sich adhäsive Phänomene abspielen. Deshalb wird eine empirische Formulierung gemäß Gleichung (5.46) zur Ermittlung von τ_s verwendet, die zwei weitere freie Modellparameter $\tau_{s,0}$ und v_c beinhaltet. Die Größe $\tau_{s,0}$ entspricht der statischen Scherspannung in der Kontaktebene zwischen zwei Reibpartnern. Der Parameter v_c entspricht der kritischen Geschwindigkeit, bei der τ_s ein Plateau erreicht. Die kritische Geschwindigkeit ist stark material- und somit temperaturabhängig. Abhängig von der verwendeten Elastormischung und der damit verbundenen Glasübergangstemperatur T_g können die Werte für die kritische Geschwindigkeit stark variieren. Wie bereits erwähnt, wurden zunächst die freien Modellparameter mit Hilfe der Reibeinlage RE-1.1 ermittelt. Die Simulationsergebnisse für den Reibkoeffizienten als Summe der Hysterese- und Adhäsionsreibung sind in Abbildung 7.23 dargestellt.

Wie bereits in Kapitel 7.3 beschrieben, liegen die Werte für den Reibkoeffizienten μ der aktiven Mischung oberhalb der passiven Mischung. Zudem ist zu erkennen, dass auch die Simulation im relevanten Bereich für die gestockte Oberfläche höhere Werte für den Reibkoeffizienten liefert als für die Schleifpapieroberfläche. Aus Gründen der Vollständigkeit soll an dieser Stelle erwähnt sein, dass der starke Abfall der Kurven bei moderaten Geschwin-

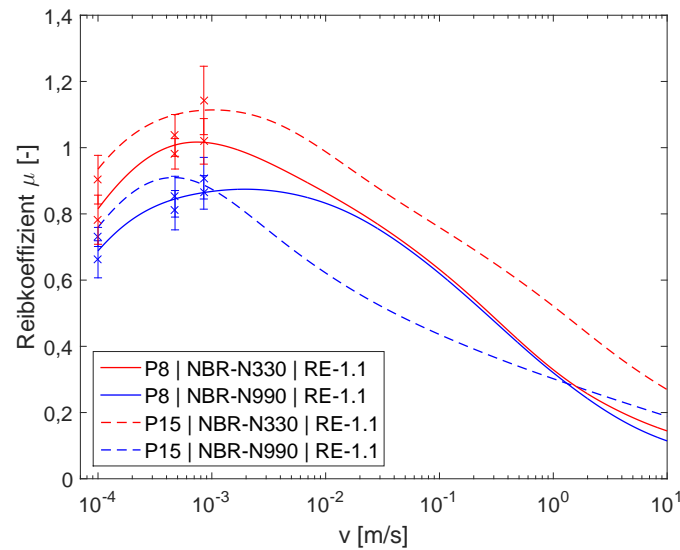


Abbildung 7.23.: Simulations- (Linien) und Versuchsergebnisse (Kreuze inkl. Fehlerbalken der Standardabweichung) des Reibkoeffizienten als Summe der Hysterese- und Adhäsionsreibung (Reibeinlagengeometrie RE-1.1)

digkeiten auf die fehlenden Messungen in einem solchen Geschwindigkeitsfeld zurückgeführt werden kann. Zudem konnte bei der Simulation der Hysterese beobachtet werden, dass diese im relevanten Geschwindigkeitsbereich und unter den gegebenen Randbedingungen nur einen sehr geringen Anteil zum Gesamtreibkoeffizienten liefert.

Tabelle 7.2.: Freie Modellparameter zur Anpassung der Hysterese- und Adhäsionssimulation an die experimentell gewonnenen Versuchsergebnisse (Reibeinlagengeometrie RE-1.1)

Probekörper 8	$\tau_{s,0}$ [kPa]	v_c [m/s]
NBR-N330	297	$9,6 \cdot 10^{-5}$
NBR-N990	71	$8,7 \cdot 10^{-5}$
Probekörper 15	$\tau_{s,0}$ [kPa]	v_c [m/s]
NBR-N330	55	$6,8 \cdot 10^{-5}$
NBR-N990	27	$1,1 \cdot 10^{-4}$

Die durch die Optimierung erhaltenen freien Modellparameter $\tau_{s,0}$ und v_c für die beiden Oberflächen bzw. Mischungen können Tabelle 7.2 entnommen werden. Die statische Scherspannung $\tau_{s,0}$ nimmt sowohl für Probekörper 8 (Schleifpapier 40) als auch für Probekörper 15 (Gestockt 4) höhere Werte bei der aktiven Mischung im Vergleich zur passiven Mischung an. Zur Erklärung kann der verwendete Ruß herangezogen werden. Bei dem mit dem passiven Ruß (N 990) gefüllten System liegt eine Mischung vor, bei dem der Ruß keine signifikante verstärkende Wirkung ausübt. Im Gegensatz dazu wird durch Zugabe des aktiven Rußes (N 330) eine verstärkende Wirkung des Polymersystems herbeigeführt, wodurch die Elastizität der Gummimischung verringert wird. Es lassen sich dadurch wesentlich höhere Scherspannungen erzielen. Die Verläufe der Scherspannung τ_s können Abbildung 7.24

entnommen werden. Mit zunehmender Geschwindigkeit erhöht sich die Scherspannung, bis ein Plateauwert für sehr hohe Geschwindigkeiten erreicht wird. Für sehr geringe Geschwindigkeiten nähert sich τ_s der statischen Scherspannung $\tau_{s,0}$, die mit der Oberflächenenergie γ_{eff} und einem charakteristischen Längenmaß l_s , bei dem solche Prozesse auftreten, in Verbindung steht (vgl. Gleichung (5.44)).

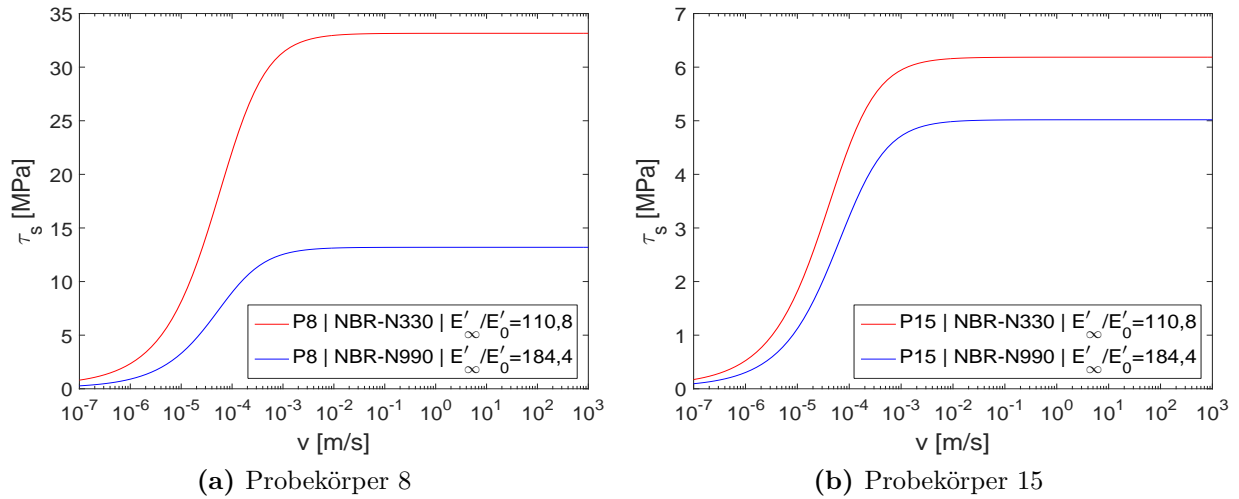


Abbildung 7.24.: Scherspannung τ_s der aktiven (NBR-N330) und passiven (NBR-N990) Mischung für (a) Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und (b) Probekörper 15 (Gestockt 4)

Zur Berechnung des Gesamtreibkoeffizienten, bestehend aus den Anteilen der Hysterese, der Adhäsion und des Formschlusses, wurde die Simulation mit dem letzten freien Modellparameter σ_{FS} an die durchgeführten Messungen mit den Reibeinlagen RE-1.2, RE-4 und RE-5 angepasst. Für die Modellierung des Formschlusses wird laut Gleichung (5.58) der Druck σ_{FS} benötigt, der auf die Formschlussfläche A_{FS} wirkt und die von der Kantenlänge l_K der jeweils eingesetzten Reibeinlagengeometrie abhängt. Die material- und geschwindigkeitsabhängige Formschlussfläche wurde, wie in Kapitel 7.4 beschrieben, berechnet. Die Anpassung des Modells an die Versuchsergebnisse ist in Abbildung 7.25 dargestellt. Die Simulation liefert identische Ergebnisse im Vergleich zu den Versuchsergebnissen, wie sie in Abbildung 7.20 dargestellt sind. Es ist deutlich zu erkennen, dass mit Reibeinlage RE-1.1, die eine durchgehende Aufstandsfläche aufweist und deren Kanten angeschliffen wurden, die geringsten Kräfte übertragen und somit die kleinsten Reibkoeffizienten generiert werden können. Während bei der aktiven Mischung mit Zunahme der Kantenlänge eine Erhöhung des Reibkoeffizienten zu beobachten ist, steigt der Reibkoeffizient bei der passiven Mischung lediglich bis zur Reibeinlagengeometrie RE-4 an und fällt bei Verwendung von Reibeinlage RE-5 dann wieder ab.

Die Werte für den freien Modellparameter σ_{FS} sind in Tabelle 7.3 dargestellt. Die freien Modellparameter b , $\tau_{s,0}$ und v_c wurden mit Reibeinlage RE-1.1 ermittelt und behalten ihren Betrag bei Verwendung anderer Reibeinlagengeometrien bei. Somit kann für die Beurteilung des Formschlusseinflusses bzw. des Kanteneinflusses lediglich der freie Modellparameter σ_{FS} herangezogen werden.

Mit steigender Kantenlänge wird eine Verringerung von σ_{FS} beobachtet. Die höheren Werte für σ_{FS} bei geringerer Kantenlänge ergeben sich aus der geringeren Formschlussfläche,

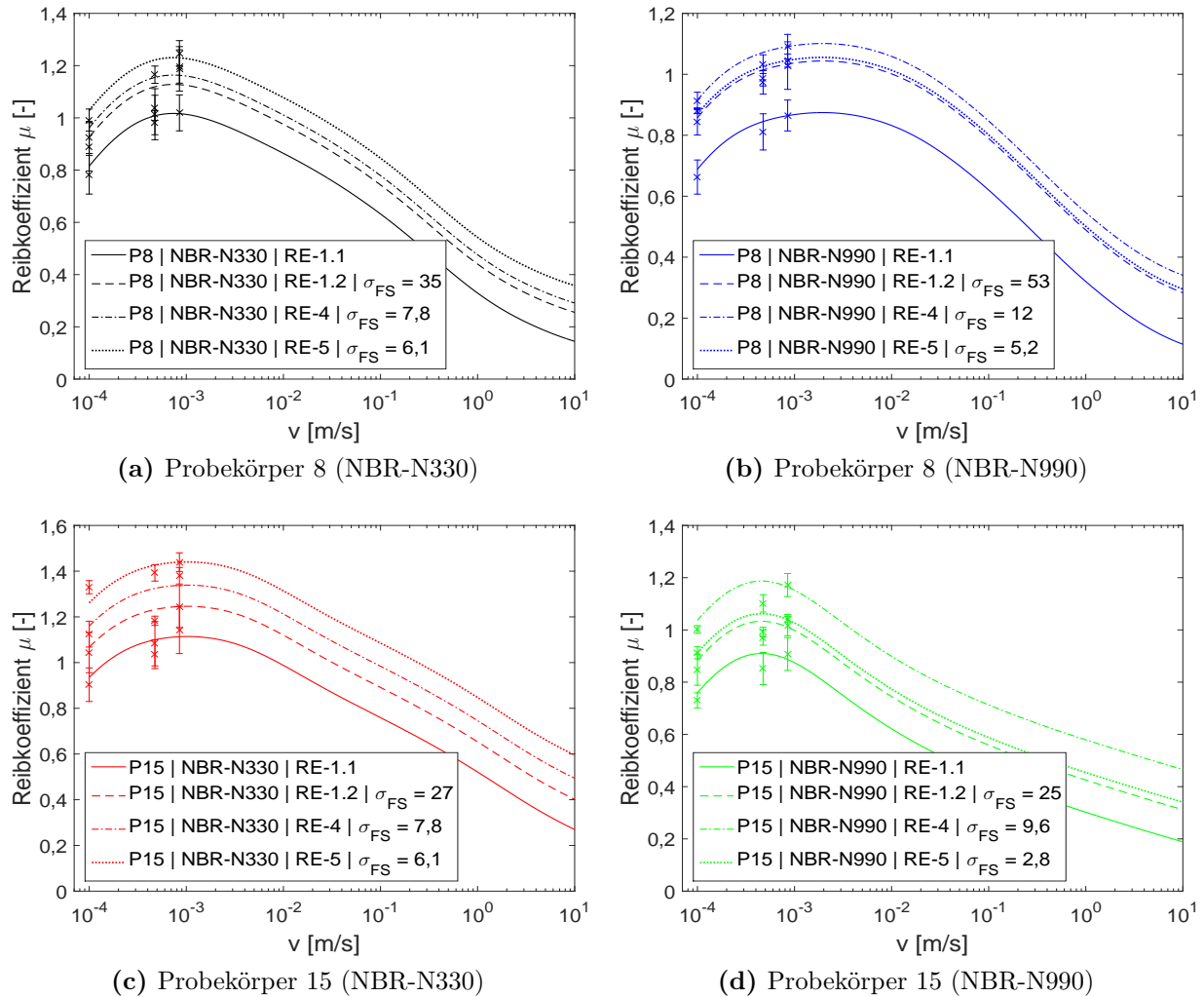


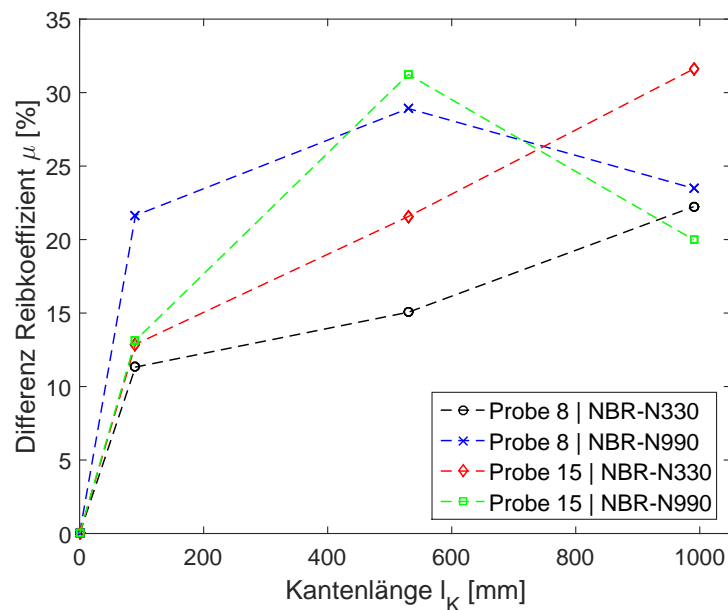
Abbildung 7.25.: Simulations- (Linien) und Versuchsergebnisse (Kreuze inkl. Fehlerbalken der Standardabweichung) des Reibkoeffizienten als Summe der Hysterese-, Adhäsions- und Formschlussreibung (Reibeinlagengeometrie RE-1.2, RE-4 und RE-5)

auf die die Kraft wirkt. Bei Erhöhung der Kantenlänge l_K , was mit einer Erhöhung der Formschlussfläche A_{FS} einhergeht, verteilt sich die Kraft zunehmend auf die vergrößerte Formschlussfläche. Ein weiterer Zusammenhang zwischen σ_{FS} und den Oberflächen- bzw. Materialparametern kann vor allem bei der passiven Mischung beobachtet werden. Vergleicht man die passive Mischung auf den beiden Oberflächen, so stellt man fest, dass sich bei allen Reibeinlagengeometrien höhere Werte für σ_{FS} auf der Schleifpapieroberfläche einstellen. Dieser Effekt lässt sich mit Hilfe der Oberflächenparameter erklären. Für Probekörper 15 (Gestockt 4) ergeben sich wesentlich kleinere Werte für den Abstand d zwischen Elastomeroberfläche und der mittleren Rauheitshöhe $\langle z \rangle$ im Vergleich zu Probekörper 8 (Schleifpapier 40) (vgl. Abbildung 7.12). Dementsprechend ergeben sich höhere Werte für die Formschlussfläche A_{FS} für Probekörper 15 (vgl. Abbildung 7.18), welche zu kleineren Werten σ_{FS} für die gestockte Oberfläche führen. Für die aktive Mischung trifft dieses Phänomen ebenfalls zu, wobei sich sowohl bei RE-4 als auch bei RE-5 gleiche Werte

Tabelle 7.3.: Freier Modellparameter σ_{FS} zur Anpassung des Formschlussbeitrags an die experimentell gewonnenen Versuchsergebnisse

	RE-1.2	RE-4	RE-5
Probekörper 8			
	σ_{FS} [N/mm^2]		
NBR-N330	35	7,8	6,1
NBR-N990	53	12	5,2
Probekörper 15			
	σ_{FS} [N/mm^2]		
NBR-N330	27	7,8	6,1
NBR-N990	25	9,6	2,8

bei der aktiven Mischung auf beiden Oberflächen ergeben. Es ist anzunehmen, dass sich durch Durchführung weiterer Versuche und feinerer Anpassung des Modells eine deutlichere Einstufung einstellt. Aus dem Optimierungsproblem kann zusätzlich die für die jeweils betrachteten drei Geschwindigkeiten gemittelte prozentuale Differenz des Reibkoeffizienten μ über der Kantenlänge l_K dargestellt werden (vgl. Abbildung 7.26). Dabei wurde Reibeinlage RE-1.1 als Normierungsgröße herangezogen. Die entsprechenden Werte hierzu sind in Tabelle 7.4 aufgeführt.

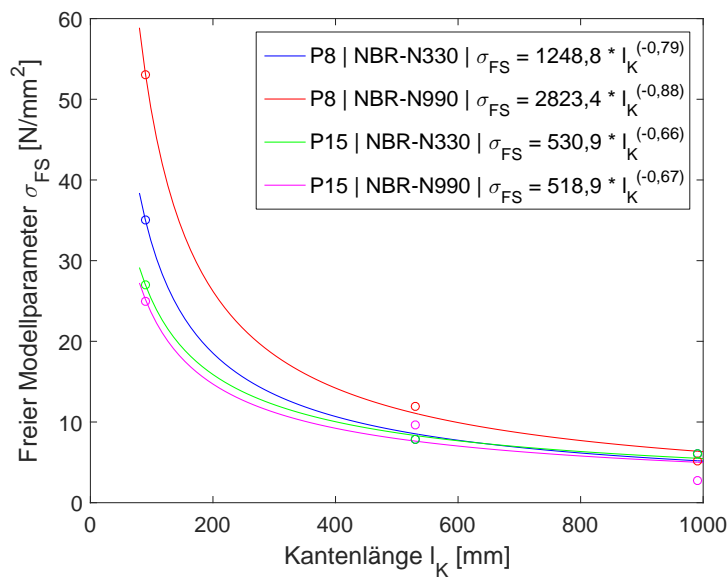
**Abbildung 7.26.:** Prozentuale Differenz bei der Simulation des Reibkoeffizienten μ durch Erhöhung der Kantenlänge l_K (Referenzreibeinlage RE-1.1 ($l_K = 0$ mm))

Bei der aktiven Mischung wird dabei sowohl auf der Schleifpapieroberfläche als auch auf der gestockten Oberfläche eine Steigerung des Reibkoeffizienten μ mit Erhöhung der Kantenlänge l_K beobachtet. Demgegenüber steht die passive Mischung, bei der auf beiden Oberflächen wie bereits erwähnt ein Maximum bei Reibeinlage RE-4 ($l_K = 530$ mm) zu identifizieren war. Eine Erhöhung der Kantenlänge bewirkt keine weitere Steigerung des

Tabelle 7.4.: Prozentuale Differenz bei der Simulation des Reibkoeffizienten μ durch Erhöhung der Kantenlänge l_K (Referenzreibeinlage RE-1.1 ($l_K = 0 \text{ mm}$))

Reibeinlagengeometrie	RE-1.2	RE-4	RE-5
Kantenlänge l_K [mm]	90	530	990
Differenz [%] zur Referenzreibeinlage RE-1.1 ($l_K = 0 \text{ mm}$)			
Probe 8 / NBR-N330	12	16	23
Probe 8 / NBR-N990	21	29	23
Probe 15 / NBR-N330	13	22	31
Probe 15 / NBR-N990	15	33	18

Reibkoeffizienten. Des Weiteren ist zu beobachten, dass sowohl auf der Schleifpapieroberfläche als auch auf der gestockten Oberfläche ein wesentlich höheres Steigerungspotenzial bei Verwendung der passiven Mischung zu erwarten ist. Obwohl es bei den passiven Mischungen zu einem Maximum mit Zunahme der Kantenlänge kommt, können zuvor um bis zu 30 % höhere Reibkoeffizienten im Vergleich zur Referenzreibeinlage RE-1.1 erreicht werden. Die aktive Mischung weist einen wesentlich gemäßigeren Anstieg auf, wobei eine Erhöhung des Reibkoeffizienten von ca. 30 % auch mit Reibeinlage RE-5 erreicht wird. Inwiefern sich eine weitere Steigerung des Reibkoeffizienten mit der aktiven Mischung realisieren lässt, kann nicht vorhergesagt werden. Es ist jedoch zu erwarten, dass sich mit Erhöhung der Kantenlänge l_K , die mit einer Verringerung der Stegbreite auf den Reibeinlagen verbunden ist, ebenfalls ein Maximum einstellt. Zur Bestätigung dieser Annahme müssten jedoch weitere Reibeinlagengeometrien hergestellt und zusätzliche Versuche durchgeführt werden.

**Abbildung 7.27.:** Freier Modellparameter σ_{FS} in Abhängigkeit der Kantenlänge l_K (Punkte: Werte aus Tabelle 7.3; Linien: Potenzfunktion der Form $y = ax^b$)

Der freie Modellparameter σ_{FS} kann anschaulich in Abhängigkeit der Kantenlänge l_K dargestellt werden (vgl. Abbildung 7.27). Die aus dem Optimierungsproblem stammenden Werte für σ_{FS} der Tabelle 7.3 wurden mit einer Potenzfunktion der Form $y = ax^b$ angenähert, wodurch eine sehr gute Übereinstimmung generiert werden konnte. Unter Verwendung der zuvor angegebenen Potenzfunktion ist es nun möglich, für beliebige Kantenlängen l_K den Modellparameter σ_{FS} zu ermitteln. Innerhalb der in dieser Arbeit beschriebenen Rahmenbedingungen kann anschließend der zu erwartende Reibkoeffizient μ nach Gleichung (1.1) berechnet werden.

Die Bewertung der Vorhersagegüte des aufgestellten allgemeinen Berechnungsmodells³ erfolgte in zwei Schritten. Zur Verifizierung des verallgemeinerten Berechnungsmodells wurde zunächst eine unabhängige Versuchsreihe mit den beiden Elastormischungen auf der Schleifpapieroberfläche (Probekörper 8) durchgeführt. Für die Verifizierung wurden die Werte des gemessenen Reibkoeffizienten für die verschiedenen Reibeinlagegeometrien RE-1.2 ($l_K = 90\text{ mm}$), RE-4 ($l_K = 530\text{ mm}$) und RE-5 ($l_K = 990\text{ mm}$) herangezogen, wobei eine weitere Unterteilung anhand der drei durchgeführten Abschergeschwindigkeiten (5 mm/min, 27,5 mm/min, 50 mm/min) und der verwendeten Elastormischungen (NBR-N330, NBR-N990) erfolgte. Tabelle 7.5 zeigt die in einer unabhängigen Versuchsreihe gemessenen Reibkoeffizienten $\mu_{Versuch}$ und die Werte für den Reibkoeffizienten μ_{Modell} , die das verallgemeinerte Reibmodell unter Zuhilfenahme der zuvor vorgestellten Potenzfunktionen für σ_{FS} (vgl. Abbildung 7.27) lieferte. Die mittlere prozentuale Differenz zwischen dem gemessenen Wert der unabhängigen, zusätzlichen Versuchsreihe und dem Modellwert für den Reibkoeffizienten fällt mit ca. 6,6 % sehr gering aus. Dies war zu erwarten, da mit den zusätzlichen Versuchen nochmals die bereits zur Modellbildung herangezogenen Versuchsparameter abgebildet wurden.

Tabelle 7.5.: Modellverifizierung: Vergleich zwischen $\mu_{Versuch}$ und μ_{Modell}

Kantenlänge l_K [mm]	90			530			990		
Geschwindigkeit v [mm/min]	5	27,5	50	5	27,5	50	5	27,5	50
Probekörper 8 / NBR-N330									
$\mu_{Versuch}$ [-]	0,91	1,09	1,23	1,03	1,17	1,25	1,08	1,23	1,33
μ_{Modell} [-]	0,93	1,12	1,13	0,98	1,17	1,18	1,00	1,20	1,20
Differenz [%]	2	3	9	5	0	5	7	3	10
Probekörper 8 / NBR-N990									
$\mu_{Versuch}$ [-]	0,76	0,88	0,96	0,86	0,97	1,14	0,82	0,96	1,11
μ_{Modell} [-]	0,86	1,02	1,04	0,90	1,06	1,08	0,92	1,07	1,09
Differenz [%]	12	13	8	5	8	6	11	11	1
mittlere Differenz [%]	6,6								

Für die Validierung des allgemeinen Berechnungsmodells wurden in einem zweiten Schritt zwei neue Reibeinlagegeometrien hergestellt und weitere, unabhängige Versuche durchgeführt. Hierfür wurde die Reibeinlagegeometrie RE-5 ($l_K = 990\text{ mm}$) der aktiven Mischung

³Das allgemeine Berechnungsmodell ergibt sich aus der Rückführung des verallgemeinerten Modellparameters $\sigma_{FS}(l_K)$ in das bestehende Simulationsmodell (vgl. Abbildung 7.27).

(NBR-N330) mechanisch bearbeitet. Teile der nominellen Kontaktfläche wurden abgefräst, wodurch die Kantenlänge l_K von 990 mm auf 704 mm verringert werden konnte. Bei gleichem Vorgehen wurde auch die Reibeinlagengeometrie RE-4 ($l_K = 530 \text{ mm}$) der passiven Mischung (NBR-N990) modifiziert, so dass eine neue Reibeinlagengeometrie mit einer Kantenlänge von $l_K = 262 \text{ mm}$ hergestellt werden konnte. Für beide neu erstellten Reibeinlagen wurden die durch die Bearbeitung neu entstandenen nominellen Kontaktflächen A_0 und Wirkflächen A_W berechnet. Um die Werte des real gemessenen Reibkoeffizienten der neu hergestellten Reibeinlagen mit den Werten für den Reibkoeffizienten des Berechnungsmodells vergleichen zu können, wurde darauf geachtet, dass identische Randbedingungen bzgl. des nominellen Anpressdrucks auf die Reibeinlage σ_0 und somit identische Randbedingungen bzgl. der mittleren Eindringtiefe des Elastomers vorlagen. Da sich die nominellen Kontaktflächen A_0 bei beiden neuen Reibeinlagengeometrien verringerten, musste die am Versuchsstand regelbare Druckdifferenz $\Delta p = p_0 - p_1$, die sich aus dem Umgebungsdruck p_0 und dem Unterdruck p_1 im Inneren des Vakuumgreifers ergibt, entsprechend eingestellt werden. Nach Durchführung der stichprobenartigen, unabhängigen Versuche, wurden die real gemessenen Werte des Reibkoeffizienten der neuen Reibeinlagengeometrien den Werten für den Reibkoeffizienten, die das allgemeine Berechnungsmodell lieferte, gegenübergestellt (vgl. Tabelle 7.6).

Tabelle 7.6.: Modellvalidierung: Vergleich zwischen μ_{Versuch} und μ_{Modell}

Kantenlänge l_K [mm]	262			704		
Geschwindigkeit v [mm/min]	5	27,5	50	5	27,5	50
Probekörper 8 / NBR-N330						
μ_{Versuch} [-]	-	-	-	1,13	1,23	1,26
μ_{Modell} [-]	-	-	-	0,99	1,18	1,19
Differenz [%]	-	-	-	14	4	5
Probekörper 8 / NBR-N990						
μ_{Versuch} [-]	0,82	0,96	1,03	-	-	-
μ_{Modell} [-]	0,88	1,04	1,06	-	-	-
Differenz [%]	8	8	3	-	-	-
Probekörper 15 / NBR-N330						
μ_{Versuch} [-]	-	-	-	1,13	1,22	1,25
μ_{Modell} [-]	-	-	-	1,18	1,35	1,36
Differenz [%]	-	-	-	5	10	8
Probekörper 15 / NBR-N990						
μ_{Versuch} [-]	0,88	0,94	0,96	-	-	-
μ_{Modell} [-]	0,92	1,07	1,05	-	-	-
Differenz [%]	5	12	8	-	-	-
mittlere Differenz [%]	7,5					

Dabei ist zu sehen, dass die prozentuale Differenz zwischen dem gemessenen Wert und dem Modellwert für den Reibkoeffizienten in der Regel relativ gering ausfällt. Jedoch sind

auch einige „Ausreißer“ mit Werten von maximal 14 % zu erkennen. Solch hohe Differenzen sind dem eigentlichen Optimierungsverfahren geschuldet, bei dem die real gemessenen Reibkoeffizienten mit einem Berechnungsalgorithmus angenähert wurden (vgl. Anfang dieses Kapitels). Eine bessere Übereinstimmung zwischen Messwert und Vorhersagewert kann mit Hilfe von zusätzlich durchgeführten Versuchen bei weiteren Abschergeschwindigkeiten erreicht werden. Dadurch würde sich ein engmaschigeres Gitter von Messpunkten ergeben, das durch das eingesetzte Optimierungsverfahren besser angenähert werden kann.

Obwohl in der vorliegenden Arbeit lediglich drei Abschergeschwindigkeiten gewählt wurden, um die experimentellen Versuche durchzuführen, und es dadurch zu einigen bereits angesprochenen „Ausreißern“ kam, lag die mittlere Differenz zwischen dem real gemessenen Reibkoeffizienten μ_{Versuch} und dem Reibkoeffizienten des allgemeinen Berechnungsmodells μ_{Modell} bei ca. 7,5 %. Dies würde bedeuten, dass ein beispielhafter Reibkoeffizient von $\mu = 1,0$ unter Zuhilfenahme des vorgestellten Reibmodells lediglich um einen Wert von ca. 0,075 über- bzw. unterschätzt werden würde. Im Vergleich zu den in der Praxis angegebenen Reibkoeffizienten in Tabelle 2.1, die sich teilweise deutlich von den real gemessenen Werten unterscheiden, ist es mit dem zuvor vorgestellten Reibmodell möglich, realitätsnahe Werte für den Reibkoeffizienten anzugeben.

7.6. Fazit

Die verschiedenen Einflüsse auf das Kraftübertragungsverhalten beim Einsatz von aktiv betriebenen Vakuumbreifern wurden in den vorherigen Kapiteln ausführlich vorgestellt. Alle Einflussfaktoren wurden in ihrer Bedeutsamkeit richtig erkannt und haben alle direkte Auswirkungen auf das Messergebnis. Keiner der Faktoren hätte vernachlässigt werden dürfen. Aufgrund des viskoelastischen Materialverhaltens sind die Ergebnisse aus den experimentellen Untersuchungen mit den verwendeten Elastomeren stark temperatur- und geschwindigkeitsabhängig (vgl. Kapitel 7.1). Es konnte festgestellt werden, dass sowohl durch Reduzierung der Einsatztemperatur als auch durch Erhöhung der Abschergeschwindigkeit höhere Kräfte übertragen werden können und sich dadurch höhere Reibkoeffizienten ergeben.

Es konnten zudem wesentliche Unterschiede bei den gemessenen Reibkoeffizienten auf unterschiedlichen Oberflächen beobachtet werden. Der Einfluss der Reiboberfläche wurde in Kapitel 7.2 beschrieben. Abhängigkeiten konnten anhand der aus der Höhendifferenzkorrelation abgeleiteten Oberflächendeskriptoren identifiziert werden. Für die Beschreibung des Einflusses der Oberflächenrauheit bietet sich sehr gut die Topothese k an, die dem Vorfaktor der spektralen Leistungsdichte $S(n)$ im Ortsraum entspricht. Mit steigender Topothese erhöht sich auch der Reibkoeffizient.

Das verwendete Elastomer hat einen wesentlichen Einfluss auf die Höhe des Reibkoeffizienten. Um diesen Einfluss beschreiben zu können, wurden die verwendeten Materialien zunächst analysiert. Dies erfolgte anhand von dynamisch-mechanischen Messungen, aus denen die Masterkurven des Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') erstellt werden konnten. Diese sind Grundlage zur Ermittlung der Kontaktbedingungen, mit denen anschaulich das

Materialverhalten auf den unterschiedlichen Oberflächen erklärt wurde (vgl. Kapitel 7.3). Bei einem Anpressdruck von $\sigma_0 = 0,24 \text{ MPa}$ konnten mit der aktiven Mischung höhere Reibkoeffizienten erzeugt werden als im Vergleich zur passiven Mischung. Zur Erklärung dienen der Speicher- und Verlustmodul sowie das Verhältnis aus beiden Moduln, das durch den Verlusttangens beschrieben ist. Über die Kontaktbedingungen, wie z.B. die mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ oder die wahre Kontaktfläche A_0 , konnten die materialspezifischen Abhängigkeiten im Hinblick auf den Reibkoeffizienten beschrieben werden.

Ein weiterer Beitrag zur Steuerung der übertragbaren Kraft bzw. des Reibkoeffizienten liefert der Formschluss zwischen dem Elastomer und der rauen Oberfläche. Um diesen Beitrag beschreiben zu können, wurden verschiedene Reibeinlagengeometrien hergestellt und die Ergebnisse anhand der in Kapitel 5.3 eingeführten effektiven Kantenlänge l_K und der daraus resultierenden Formschlussfläche A_{FS} erläutert. Es stellte sich heraus, dass eine Erhöhung der effektiven Kantenlänge nicht zwangsläufig mit einer Erhöhung des Reibkoeffizienten einhergeht. Sowohl auf der Schleifpapieroberfläche als auch auf der gestockten Oberfläche wurde mit der passiven Mischung ein Maximum im Verlauf des Reibkoeffizienten beobachtet. Dieses Phänomen konnte ebenfalls mit den Materialeigenschaften des verwendeten Werkstoffs und der Reibeinlagengeometrie erklärt werden. Die Reibeinlagengeometrie darf nicht willkürlich gewählt werden, vielmehr muss sie stets in Verbindung mit den Elastomerkenngrößen abgestimmt sein (vgl. Kapitel 7.4).

In Kapitel 7.5 wurden abschließend die experimentell gewonnenen Ergebnisse mit den in Kapitel 5 vorgestellten Modellansätzen in Beziehung gesetzt. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung von Simulation und Messergebnissen, wobei die Anpassung über die freien Modellparameter b , $\tau_{s,0}$, v_c und σ_{FS} erfolgte. Für die Änderung des Reibkoeffizienten bei Verwendung unterschiedlicher Reibeinlagengeometrien zeigt sich der auf die Formschlussfläche wirkende Druck σ_{FS} verantwortlich. Die Werte für σ_{FS} wurden für die verschiedenen Kombinationen aus Elastomermischung, Reibeinlagengeometrie und Reibunterlage erfasst und miteinander verglichen. Der Modellparameter σ_{FS} wurde in Abhängigkeit von der Kantenlänge l_K mit Hilfe einer Potenzfunktion der Form $y = ax^b$ angenähert. Es konnte hierdurch eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Werten aus Tabelle 7.3 und der Fitfunktion generiert werden. Für beliebige Kantenlängen l_K und unter Einhaltung der in dieser Arbeit beschriebenen Rahmenbedingungen kann der Modellparameter σ_{FS} ermittelt und der entsprechende Reibkoeffizient μ gemäß des ursprünglich definierten Ansatzes nach Gleichung (1.1) in Kapitel 1.2 berechnet werden. Der Modellparameter σ_{FS} kann zukünftig zur Beurteilung des Formschlussbeitrages zum Gesamtreibkoeffizienten herangezogen werden.

8. Zusammenfassung und Ausblick

Sobald parallel zum Greifobjekt anfallende Lasten mit Hilfe von Vakuumgreifern übertragen werden sollen und es dadurch zu einem Abscheren des Vakuumgreifers kommt, muss zwangsläufig das tribologische System, bestehend aus dem Elastomer des Vakuumgreifers und dem Untergrundmaterial, betrachtet werden. Für den Reibkoeffizienten, der vereinfacht mit Hilfe der Gleichung $\mu = F_R/F_N$ berechnet werden kann, ergeben sich abhängig vom Elastomer und der Rauheit des Untergrundes unterschiedliche Werte. Wie Grundlagenuntersuchungen in dieser Arbeit zeigten, werden herstellerseitig in der Praxis ungenaue Angaben zum Reibkoeffizienten μ gemacht (vgl. Kapitel 2.1.4). Pauschalisierte Herstellerangaben zum Reibkoeffizienten dürfen nicht für die praktische Auslegung von Haltesystemen herangezogen werden.

Die Gummireibung auf rauen Oberflächen ist aus anderen Disziplinen, wie z.B. der Fahrzeugtechnik, bekannt. In der Regel wird das Reibproblem allerdings auf die beiden Hauptkomponenten der Hysterese- und Adhäsionsreibung reduziert. Die bestehenden Theorien werden mit Elastomerproben verifiziert, bei denen die Kanten angeschliffen werden, um einen weiteren Beitrag zum Gesamtreibprozess durch Formschluss gezielt zu unterdrücken. Genau dieser Formschluss trägt jedoch zu einer Erhöhung der parallel zum Untergrundmaterial übertragbaren Kräfte beim Abscheren von Vakuumgreifern bei. Ziel dieser Arbeit war es folglich, bestehende Gummireibmodelle aufzugreifen und diese durch einen neuen Ansatz zur Beschreibung des Formschlusses zu ergänzen. Ein entsprechender Ansatz wurde in Kapitel 1.2 durch Gleichung (1.1) deklariert.

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Kraftübertragungsverhalten von aktiv betriebenen Vakuumgreifern. Hierzu wurden mit verschiedenen Elastormischungen auf unterschiedlichen Oberflächen Reibversuche durchgeführt, um Aussagen über den Reibkoeffizienten unter Parametervariation tätigen zu können. Besondere Bedeutung kam dem Einfluss der Reibeinlagengeometrie zu, die gezielt variiert wurde, um den Beitrag des Formschlusses zum Gesamtreibkoeffizienten beschreiben zu können.

Zur Beschreibung der Elastomerreibung auf rauen Oberflächen wurden die theoretischen Modellansätze von Klüppel, Heinrich und Le Gal herangezogen [47] [57]. Inhalt dieser Arbeiten ist die Formulierung der Hysterese- und Adhäsionsreibung auf selbstaffinen Oberflächen, wobei alle wichtigen Kenngrößen der rauen Oberfläche und des verwendeten Elastomers für die Modellierung herangezogen werden. Zusätzlich wurde ein Ansatz vorgestellt, um den Beitrag des Formschlusses zu beschreiben (vgl. Kapitel 5).

Als Grundlage der Hysteresereibung dient die Hertzsche Kontakttheorie, bei der der Kontakt zweier elastischer kugelförmiger Körper beschrieben wird. Dieser Ansatz wurde von

Greenwood und Williamson aufgegriffen und erweitert. Im Gegensatz zu Hertz approximieren Greenwood und Williamson eine raue Oberfläche mit Kugeln des gleichen Radius R , die über eine mittlere Höhe verteilt sind. Die Kuppen der Kugeln sind dabei näherungsweise normalverteilt. Wird ein elastischer Körper mit flacher Oberfläche auf eine raue Oberfläche gedrückt, so lassen sich mit Hilfe dieses Ansatzes Aussagen über die erwartete Anzahl an Kontaktpunkten n , die zu erwartende gesamte Kontaktfläche A oder die zu erwartende resultierende Gesamtkraft F_N treffen. Ihre Annahmen lassen sich verallgemeinern und in Form von Kontaktintegralen, den sogenannten Greenwood-Williamson-Funktionen $F_n(d)$, schreiben. Die verwendeten Oberflächen in dieser Arbeit wurden mit Hilfe eines chromatisch konfokalen Sensors vermessen und anschließend mittels Höhendifferenzkorrelation charakterisiert. Die aus der Höhendifferenzkorrelationsfunktion resultierenden Oberflächen-deskriptoren ξ_{\perp} , ξ_{\parallel} und D reichen aus, um eine Oberfläche vollständig zu beschreiben. Es folgte die Berechnung der spektralen Leistungsdichte $S(\omega)$ und der Kontaktbedingungen mit Hilfe der Greenwood-Williamson-Funktionen und der aus der originalen Höhenverteilung $\phi(z)$ ableitbaren Summitverteilung $\phi_s(z)$.

Für die unterschiedlichen Versuchsreihen wurden verschiedene Elastomermischungen angefertigt. Ein Großteil der Versuche wurde mit Elastomermischungen durchgeführt, die am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie (DIK) hergestellt wurden. Die Mischungen bestanden aus einem identischen Basispolymer. Lediglich der Füllstoff wurde variiert, indem ein aktiver Ruß (N 330) und ein passiver Ruß (N 990) eingesetzt wurden. Eine weitere Mischung wurde bei der Firma Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH hergestellt und für die Untersuchung des Temperatur- und Geschwindigkeitseinflusses eingesetzt. Alle Elastomermischungen wurden einer dynamisch-mechanischen Analyse unterzogen, um die viskoelastischen Eigenschaften der Werkstoffe abzubilden. Über das Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip lassen sich aus Einzelmessungen, die im Bereich von 0,1 rad/s bis 100 rad/s durchgeführt wurden, die sogenannten Masterkurven für den Speicher- (G') und Verlustmodul (G'') erstellen.

Um den zuvor beschriebenen Formschlusseinfluss untersuchen zu können, wurden unterschiedliche Reibeinlagengeometrien hergestellt. Zur Nachbildung der Hysterese- und Adhäsionsreibung wurde eine Geometrie gewählt, bei der die Kanten angefast waren. Ein möglicher Kanten- bzw. Formschlusseinfluss wurde dadurch vermieden. Die restlichen Reibeinlagen mit unterschiedlichen Kantenlängen l_K wurden gezielt dafür verwendet, den Geometrieinfluss zu untersuchen. Für die Versuchsreihen wurden lediglich die Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4) gewählt (vgl. Kapitel 6).

In Kapitel 7 wurden dann alle Versuchsergebnisse dargestellt, wobei detailliert auf jeden Einflussfaktor separat eingegangen wurde. So wurden zunächst der Temperatur- und Geschwindigkeitseinfluss erläutert. Diese Versuchsreihe wurde separat mit der zuvor beschriebenen Elastomermischung der Firma Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH durchgeführt. Es folgten die Versuchsergebnisse mit den beiden DIK-Mischungen (NBR-N330 und NBR-N990). Mit diesen Mischungen erfolgte die Beschreibung des Rauheitseinflusses, Materialeinflusses und des Einflusses der Reibeinlagengeometrie. In Kapitel 7.5 wurden dann die experimentell gewonnenen Ergebnisse mit den aus Kapitel 5 vorgestellten Modellansätzen

in Beziehung gesetzt. Die Simulation der einzelnen Reibungsbeiträge (Hysterese, Adhäsion und Formschluss) konnte lediglich mit den Messergebnissen und den freien Modellparametern b , $\tau_{s,0}$, v_c und σ_{FS} erfolgen. Es ergab sich ein Optimierungsproblem, das durch einen Berechnungsalgorithmus gelöst werden konnte, in dem die Modellparameter iterativ variiert wurden. Die Werte für den Modellparameter σ_{FS} , die mit der zuvor beschriebenen Berechnung ermittelt wurden, wurden in Abhängigkeit der Kantenlänge l_K mit Hilfe einer Potenzfunktion der Form $y = ax^b$ angenähert. Für beliebige Kantenlängen l_K und unter Einhaltung der in dieser Arbeit beschriebenen Rahmenbedingungen kann somit der Modellparameter σ_{FS} ermittelt und der entsprechende Reibkoeffizient μ gemäß des ursprünglich definierten Ansatzes nach Gleichung (1.1) in Kapitel 1.2 berechnet werden. Der Modellparameter σ_{FS} kann zukünftig zur Beurteilung des Formschlussbeitrages zum Gesamtreibkoeffizienten herangezogen werden.

Die vorliegende Arbeit leistet aufgrund der erstmaligen Beschreibung des Abscherverhaltens von aktiv betriebenen Vakuumgreifern unter Variation einzelner Einflussparameter einen entscheidenden Beitrag für das Grundverständnis des Reaktionsverhaltens von Vakuumgreifern bei einer parallel zur Oberfläche anfallenden Belastung. Kommen Vakuumgreifer zum Einsatz, so muss zwangsläufig das viskoelastische Verhalten des eingesetzten Elastomers und die Oberflächenstruktur des Handhabungsobjektes im Detail betrachtet werden. Außerdem lassen sich die übertragbaren Kräfte erhöhen, in dem in die Reibeinlagen eingebrachte Formschlussflächen gezielt genutzt werden. Für die Zukunft ist es jedoch unabdingbar, dass weitere Versuche mit wesentlich mehr Faktorstufen untersucht werden. So müssen weitere Oberflächenrauheiten und Elastomermischungen untersucht werden, um im Optimalfall für eine gegebene Oberfläche die geeignete Elastomermischung bereitstellen zu können. Auch müssen weitere Untersuchungen mit zusätzlichen Reibeinlagengeometrien folgen, um ein tieferes Verständnis über den Formschluss aufbauen zu können. Aufgrund des viskoelastischen Materialverhaltens von Elastomeren wurde für das experimentelle Versuchsprogramm eine Klimakammer in den Versuchsstand integriert, in der die zu untersuchenden Temperaturen eingestellt werden konnten, um anschließend die entsprechenden Versuche durchzuführen. Bei der experimentellen Untersuchung in dieser Arbeit wurden zum Aufbau des Vakuums innerhalb des Sauggreiferwirkraumes Ejektordüsen verwendet, die einen konstanten Volumenstrom bereitstellen und somit ein konstantes Vakuum erzeugen. Dadurch konnte ein stets konstanter Anpressdruck des Vakuumgreifers bzw. der Reibeinlage auf den Untergrund gewährleistet werden. In der Praxis gibt es jedoch eine Vielzahl an verschiedenen Ejektorbauformen und -größen, die unterschiedliche Vakuumwerte liefern. Aus verschiedenen Arbeiten ist zudem bekannt, dass bei vorwiegend geringen Anpressdrücken Elastomermischungen, denen ein eher passiver Füllstoff beigemischt wurde, höhere Reibkoeffizienten liefern als mit aktiven Füllstoffen versehene Elastomermischungen. Zusätzliche Untersuchungen bei variablem Anpressdruck sollten zukünftig noch durchgeführt werden. Zudem sei an dieser Stelle nochmals darauf hingewiesen, dass die Simulation der Hysterese- und Adhäsionsreibung sowie die des Formschlusses und die anschließende Anpassung an die experimentell gewonnenen Ergebnisse mit Hilfe von freien Modellparametern unter trockenen Verhältnissen erfolgte. Um bei Ausschluss eines Formschlussbeitrages, d.h. unter Zuhilfenahme von Elastomerproben mit angeschliffenen Kanten, die einzelnen Beiträge der Hysterese- und Adhäsionsreibung separat darstellen zu können, müssten Vor-

versuche auf einem mit einem Lubrikanten benetzten Untergrund durchgeführt werden. Allerdings spielt die Hysteresereibung bei kleinen Geschwindigkeiten eine wesentlich untergeordnetere Rolle im Vergleich zur Adhäsion. In Hinblick auf andere Anwendungen, deren Reibvorgänge bei wesentlich höheren Geschwindigkeiten erfolgen, ist die Durchführung solcher Versuche allerdings durchaus ratsam. Zuletzt sei erwähnt, dass die Versuche in dieser Arbeit unter Laborverhältnissen durchgeführt wurden. Die Reibeinlagen wurden in regelmäßigen Abständen durch neue ersetzt, wodurch es zu keinerlei Verschleißerscheinungen kam. Auch wurden wie bereits beschrieben, Replikate der originalen Oberflächen angefertigt, um reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten. Sowohl der Einfluss des Verschleißes als auch der Einfluss originaler Oberflächenstrukturen auf das Kraftübertragungsverhalten von aktiv betriebenen Vakuumbreifern sollten bei der Weiterentwicklung des vorgestellten Reibmodells berücksichtigt werden. Weiteres Forschungspotenzial bietet auch die flexible Dichtlippe, die beim Vakuumbreifer eingesetzt wird, um den Wirkraum effektiv gegen eine Leckage abzudichten. Bis zu einem gewissen Grad kann eine Leckage über den eingesetzten Vakuumerzeuger kompensiert werden. Es stellt sich also die Frage, bei welcher Leckage Abscherkräfte, aufgrund von parallel zur Oberfläche des Untergrundmaterials anfallenden Lasten, überhaupt noch übertragen werden können. Des Weiteren sollte das Kraftübertragungsverhalten der Vakuumbreifer untersucht werden, falls die Belastung nicht parallel zum Untergrundmaterial (reines Abscheren) eingeleitet wird. Dies wäre der Fall, wenn der Vakuumbreifer durch ein Kippmoment beansprucht werden würde.

Literaturverzeichnis

- [1] ABTS, GEORG: *Kunststoff-Wissen für Einsteiger*. München : Hanser, 2010. – ISBN 978-3-446-42009-0
- [2] AERO-LIFT VAKUUMTECHNIK GMBH: *Glasheber vertikal 400V mit Handrad "AERO window"*. <http://www.aero-lift.de/produkte/glasheber/aero-window.html>, 2015
- [3] BECK, C.; PLEUL, R.: Kenngrößenschiedsrichter entscheiden lassen: Auswahlverfahren für funktionsrelevante Oberflächenkenngrößen. In: *QZ Qualität und Zuverlässigkeit* 50 (2005), Nr. 4, S. 99–102
- [4] BECKER, RALF: *Untersuchungen zum Kraftübertragungsverhalten von Vakuumgreifern*. Dortmund, Dissertation, 1993
- [5] BÖHM, JOHANNES: *Der Payneeffekt: Interpretation und Anwendung in einem neuen Materialgesetz für Elastomere*, Dissertation, Dezember 2001
- [6] BIEDERBICK, K.: *Kunststoffe : kurz und bündig*. 3., neubearb. und erw. Aufl. Würzburg : Vogel, 1974 (Kamprath-Reihe kurz und bündig : Technik). – ISBN 3-8023-0010-6
- [7] BRAUN, DETLEV: *Industrieroboter : Auslegung von pneumatischen Flächengreifern*. Köln, Dissertation, 1989
- [8] BÜRCKERT, M.; GREINER, M.; FREUND, A.; GAUTERIN, F.: Einfluss der Fahrbahngrobtexur auf die Geschwindigkeitsabhängigkeit der Griffigkeit nasser Fahrbahnen. In: *Reifen - Fahrwerk - Fahrbahn: im Fokus auf Umwelt, Sicherheit und Komfort; 13. Internationale VDI-Tagung, Hannover, 25. und 26. Oktober 2011*. Düsseldorf : VDI-Verl., 2011 (VDI-Berichte; 2137). – ISBN 978-3-18-092137-2
- [9] BRINSON, Hal F. ; BRINSON, L. C. (Hrsg.): *Polymer Engineering Science and Viscoelasticity : An Introduction*. 2nd ed. 2015. Boston, MA, 2015 (SpringerLink : Bücher)
- [10] BUSSE, L.; LE GAL, A.; KLÜPPEL, M.: Modelling of Dry and Wet Friction of Silica Filled Elastomers on Self-Affine Road Surfaces. In: BESDO, Dieter (Hrsg.) ; HEIMANN, Bodo (Hrsg.) ; KLÜPPEL, Manfred (Hrsg.) ; KRÖGER, Matthias (Hrsg.) ; WRIGGERS, Peter (Hrsg.) ; NACKENHORST, Udo (Hrsg.): *Elastomere Friction* Bd. 51. Springer Berlin Heidelberg, 2010. – ISBN 978-3-642-10656-9, S. 1–26

-
- [11] BUSSE, LEIF: *Investigation, Prediction and Control of Rubber Friction and Stick-Slip: Experiment, Simulation, Application*, Leibniz Universität Hannover, Dissertation, 2012
- [12] COTTEN, G. R.: Mixing of Carbon Black with Rubber. II. Mechanism of Carbon Black Incorporation. In: *Rubber Chemistry and Technology* 58 (1985), Nr. 4, S. 774–784
- [13] DANNENBERG, E. M.: Bound Rubber and Carbon Black Reinforcement. In: *Rubber Chemistry and Technology* 59 (1986), Nr. 3, S. 512–524
- [14] DEUTSCHES INSTITUT FÜR KAUSCHUKTECHNOLOGIE E.V.: *Geräteliste*. http://www.dikautschuk.de/angebot/geraeteliste_dik.pdf, Oktober 2014
- [15] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V.: *DIN 13036-3. Oberflächeneigenschaften von Straßen und Flugplätzen - Prüfverfahren - Teil 3: Messung der horizontalen Entwässerung von Deckschichten*. Juni 2003
- [16] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V.: *DIN 13036-4. Oberflächeneigenschaften von Straßen und Flugplätzen - Prüfverfahren - Teil 4: Verfahren zur Messung der Griffbarkeit von Oberflächen: Der Pendeltest*. Dezember 2011
- [17] DOWSON, DUNCAN: *History of tribology*. 1. publ. London [u.a.] : Longman, 1979. – ISBN 0–582–44766–4
- [18] EDELMANN, CHRISTIAN: *Vakuumphysik : Grundlagen, Vakuumerzeugung und -messung, Anwendungen*. Heidelberg : Spektrum Akad. Verl., 1998. – ISBN 3–8274–0007–4
- [19] ELIAS, HANS-GEORG: *Polymere : von Monomeren und Makromolekülen zu Werkstoffen; eine Einführung*. Zug : Hüthig und Wepf, 1996 (UTB für Wissenschaft Makromolekulare Chemie, Polymerwissenschaften). – ISBN 3–85739–125–1; 3–8252–8107–8
- [20] FEDER, J.: *Fractals*. Springer US, 1988
- [21] FERRY, JOHN D.: *Viscoelastic properties of polymers*. 3. ed. New York [u.a.] : Wiley, 1980. – ISBN 0–471–04894–1
- [22] FOLLADOR, M.; TRAMACERE, F.; MAZZOLAI, B.: Dielectric elastomer actuators for octopus inspired suction cups. In: *Bioinspiration & Biomimetics* 9 (2014), Nr. 4
- [23] FRITZSCHE, JULIANE: *Dielektrische Relaxationsspektroskopie und dynamisch-mechanische Analyse an Elastomer-Nanokompositen*, Universität Hannover, Dissertation, 2009
- [24] GE, D.; MATSUNO, T.; SUN, Y.; REN, C.; TANG, Y.; MA, S.: Quantitative study on the attachment and detachment of a passive suction cup. In: *Vacuum* 116 (2015), S. 13 – 20

- [25] GEYER, W.: Der Einfluß geometrischer Reibflächen-Rauhigkeitsformen auf das trockene und nasse Reibverhalten von Gummi. Teil 1: Theoretische Betrachtungen und Versuchsaufbau. In: *Automobil-Industrie 2* (1972), S. 41–45
- [26] GEYER, WERNER: *Beitrag zur Gummireibung auf trockenen und insbesondere nassen Oberflächen*, Universität München, Dissertation, 1971
- [27] GREENWOOD, J. A.; WILLIAMSON, J. B. P.: Contact of Nominally Flat Surfaces. In: *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 295 (1966), Nr. 1442, S. 300–319
- [28] GROSCH, K. A.: The relation between the friction and visco-elastic properties of rubber. (1963), S. 21–39
- [29] GROSCH, K. A.: The Rolling Resistance, Wear and Traction Properties of Tread Compounds. In: *Rubber Chemistry and Technology* 69 (1996), Nr. 3, S. 495–568
- [30] GUTH, E; GOLD, O.: On the hydrodynamical theory of the viscosity of suspensions. In: *Physical Review A* 53 (1938), S. 322 ff
- [31] HEINRICH, G.: Hysteresis Friction of Sliding Rubbers on Rough and Fractal Surfaces. In: *Rubber Chemistry and Technology* 70 (1997), Nr. 1, S. 1–14
- [32] HEINRICH, G.; KLÜPPEL, M.; VILGIS, T. A.: Evaluation of self-affine surfaces and their implication for frictional dynamics as illustrated with a Rouse material. In: *Computational and Theoretical Polymer Science* 10 (2000), Nr. 1 - 2, S. 53 – 61
- [33] HEINRICH, G.; SCHRAMM, J.; MÜLLER, A.; KLÜPPEL, M.; KENDZIORRA, N.: Zum Einfluss der Straßenoberflächen auf das Bremsverhalten von Pkw-Reifen beim ABS-nass und ABS-trocken Bremsvorgang. In: *4. Darmstädter Reifenkolloquium : 17. Oktober 2002*. Düsseldorf : VDI-Verl., 2002 (Fortschrittberichte VDI : Reihe 12, Verkehrstechnik, Fahrzeugtechnik ; 511). – ISBN 3–18–351112–6
- [34] HERTZ, H.: *Miscellaneous Papers*. Macmillan, London, 146, 1896
- [35] HESSE, STEFAN: *Greifer-Praxis: Greifer in der Handhabungstechnik*. 1. Auflage. Würzburg : Vogel, 1991 (Vogel-Fachbuch). – ISBN 3–8023–0476–4
- [36] HORAK, M.; NOVOTNY, F.: Numerical Model of Contact Compliant Gripping Element with an Object of Handling. In: *Proceedings of the 3rd International Carpathian Control Conference ICC' 2002*. Malenovice, Czech Republic, May 27-30 2002, S. 691–696
- [37] HYING, Klaus: *Analyse der viskoelastischen Eigenschaften von Poly(tetrafluorethylen) im Bereich des β -Übergangs*. Aachen, Rheinisch- Westfälische Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 2003
- [38] J. SCHMALZ GMBH: *Vakuum-Komponenten Katalog 2013/2014*. http://ch.schmalz.com/data/kataloge/01_VT/de/01_Komponenten-Katalog_DE.pdf,

- [39] J. SCHMALZ GMBH: *Die Spezialisten in der Holzbranche*. <http://de.schmalz.com/aktuelles/produkte/vakuumkomponenten/00349/>, Februar 2008
- [40] J. SCHMALZ GMBH: *Vakuum-Sauggreifer vom Spezialisten – profitieren Sie von uns!* <http://de.schmalz.com/aktuelles/produkte/vakuumkomponenten/01007/>, September 2009
- [41] J. SCHMALZ GMBH: *Hält was er verspricht. Neuer Sauggreifer für formflexible Produktverpackungen*. <http://de.schmalz.com/aktuelles/presse/vakuumkomponenten/01353/index.html.de>, Juli 2010
- [42] J. SCHMALZ GMBH: *Neuer Balgsauger für Beutelverpackungen*. <http://de.schmalz.com/aktuelles/produkte/vakuumkomponenten/02069/index.html.de>, Oktober 2013
- [43] JODIN, DIRK: *Untersuchungen zur Handhabung von biegeweichen Flächenzuschnitten aus Leder mit pneumatischen Greifern*. Dortmund, Universität Dortmund, Dissertation, 1991
- [44] JOUSTEN, Karl (Hrsg.): *Wutz Handbuch Vakuumtechnik: mit 124 Tabellen und 102 Beispielen*. 11., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2013. – ISBN 978-3-8348-1745-7
- [45] KAULINS, I. A.; KAULINJA, Z. S: Bestimmung der Konstruktionsparameter von Vakuumgreifern für Industrieroboter. In: *Avtomatizacija sborocnych processov, Riga*, 1979, S. 47–54. – (Deutsche Übersetzung: Universitätsbibliothek Dortmund, Ü/Do944)
- [46] KLÜPPEL, M.: The Role of Disorder in Filler Reinforcement of Elastomers on Various Length Scales. In: *Filler-Reinforced Elastomers/Sanning Force Microscopy* Bd. 164. Springer Berlin Heidelberg, 2003. – ISBN 978-3-540-00530-8, S. 1–86
- [47] KLÜPPEL, M.; HEINRICH, G.: Rubber Friction on Self-Affine Road Tracks. In: *Rubber Chemistry and Technology* 73 (2000), Nr. 4, S. 578–606
- [48] KLÜPPEL, M.; MÜLLER, A.; LE GAL, A.: Dynamic Contact of Tires with Road Tracks. Paper No. 49, ACS Meeting, San Francisco, April 28-30 (2003)
- [49] KRAUS, G. (ED.): *Reinforcement of elastomers*. Wiley, Interscience Publ., New York. (1965)
- [50] KUMMER, H. W.: *Unified theory of rubber and tire friction*. Pennsylvania State University, College of Engineering, 1966 (Engineering research bulletin, B-94)
- [51] KUMMER, H. W.; MEYER, W. E.: Verbesserter Kraftschluß zwischen Reifen und Fahrbahn. Ergebnisse einer neuen Reibungstheorie. In: *Aotomobiltechnische Zeitschrift (ATZ)* 69 (1967), August, Nr. 8, S. 245–251

-
- [52] LAACKMAN, BENEDIKT: *Beitrag zur fraktalen Beschreibung technischer Oberflächen*. Als Ms. gedr. Düsseldorf : VDI-Verl., 1996 (Fortschrittberichte VDI : Reihe 5, Grund- und Werkstoffe ; 456). – ISBN 3–18–345605–2
- [53] LE GAL, A.; GUY, L.; ORANGE, G.; BOMAL, Y.; KLÜPPEL, M.: Modelling of sliding friction for carbon black and silica filled elastomers on road tracks. In: *Wear* 264 (2008), Nr. 7-8, S. 606 – 615. – ISSN 0043–1648
- [54] LE GAL, A.; KLÜPPEL, M.: Investigation and modelling of rubber stationary friction on rough surfaces. In: *Journal of Physics: Condensed Matter* 20 (2008), Nr. 1, S. 015007
- [55] LE GAL, A.; YANG, X.; KLÜPPEL, M.: Evaluation of sliding friction and contact mechanics of elastomers based on dynamic-mechanical analysis. In: *The Journal of Chemical Physics* 123 (2005), Nr. 1
- [56] LE GAL, A.; YANG, X.; KLÜPPEL, M.: Sliding friction and contact mechanics of elastomers on rough surfaces. In: *Analysis and Simulation of Contact Problems* (2006), S. 253–260. ISBN 978–3–540–31761–6
- [57] LE GAL, ANDRE: *Investigation and Modelling of Rubber Stationary Friction on Rough Surfaces*, Fakultät für Maschinenbau, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, Dissertation, 2007
- [58] LINDNER, MARKUS: *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Gummi- reibung an Profilklotzen und Dichtungen*, Universität Hannover, Dissertation, 2006
- [59] LIU, J.; TANAKA, K.; BAO, L. M.; YAMAURA, I.: Analytical modelling of suction cups used for window-cleaning robots. In: *Vacuum* 80 (2006), Nr. 6, S. 593 – 598
- [60] LIU, X.; HAMMELE, W.: Die Entwicklung von Sauggreifern mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. In: *KGK Kautschuk Gummi Kunststoffe* 55 (2002), Nr. 10, S. 529–534
- [61] MANDELBROT, BENOÎT B.: *The fractal geometry of nature*. Updated and augmented ed. New York [u.a.] : W.H. Freeman and Co., 1983. – ISBN 0–7167–1186–9
- [62] MANTRIOTA, G.: Optimal grasp of vacuum grippers with multiple suction cups. In: *Mechanism and Machine Theory* 42 (2007), Nr. 1, S. 18 – 33
- [63] MANTRIOTA, G.: Theoretical model of the grasp with vacuum gripper. In: *Mechanism and Machine Theory* 42 (2007), Nr. 1, S. 2 – 17
- [64] MANTRIOTA, G.; MESSINA, A.: Theoretical and experimental study of the performance of flat suction cups in the presence of tangential loads. In: *Mechanism and Machine Theory* 45 (2011), Nr. 5, S. 607 – 617
- [65] MEIER, J. G.; KLÜPPEL, M.: Carbon Black Networking in Elastomers Monitored by Dynamic Mechanical and Dielectric Spectroscopy. In: *Macromolecular Materials and Engineering* 293 (2008), Nr. 1, S. 12–38. – ISSN 1439–2054

- [66] MEIER, J. G.; MANI, J. W.; KLÜPPEL, M.: Analysis of carbon black networking in elastomers by dielectric spectroscopy. In: *Phys. Rev. B* 75 (2007), Feb, S. 054202
- [67] MILBERG, J.; GÖTZ, R.: Vakuum bewegt - Handhaben und Montieren von flächigen und nicht formstabilen Teilen mit Flächensauggreifern. In: *Maschinenmarkt, Würzburg* 96 (1990), Nr. 12, S. 44–50
- [68] MOLDENHAUER, PATRICK: *Modellierung und Simulation der Dynamik und des Kontakts von Reifenprofilblöcken*, TU Bergakademie Freiberg, Dissertation, 2010
- [69] MOORE, D. F.: *The friction and lubrication of elastomers*. Pergamon Press, 1972 (International series of monographs on materials science and technology)
- [70] NUYKEN, O.; SAMARIAN, H.; WURDACK, I.: *Schwefelvulkanisation von Kautschuk - Prinzip*. Wiley Information Services GmbH,
- [71] OTTO-VON-GUERICKE-GESELLSCHAFT E.V.: *Neue Magdeburger Experimente*. <http://www.ovgg.ovgu.de/Otto+von+Guericke/Neue+Magdeburger+Experimente.html>, Februar 2014
- [72] PAYNE, A. R.: Dynamic Mechanical Properties of Filler Loaded Vulcanizates. In: *Rubber and Plastics Age* 42 (1961), S. 963
- [73] PAYNE, A. R.: The Dynamic Properties of Carbon Black-Loaded Natural Rubber Vulcanizates. Part I. In: *Journal of Applied Polymer Science* 6 (1962), Nr. 19, S. 57–63
- [74] PAYNE, A. R.: The Dynamic Properties of Carbon Black-Loaded Natural Rubber Vulcanizates. Part II. In: *Journal of Applied Polymer Science* 6 (1962), Nr. 21, S. 368–372
- [75] PAYNE, A. R.: Dynamic Properties of Heat-Treated Butyl Vulcanizates. In: *Journal of Applied Polymer Science* 7 (1963), S. 873–885
- [76] PAYNE, A. R.: Strainwork Dependence of Filler-Loaded Vulcanizates. In: *Journal of Applied Polymer Science* 8 (1965), S. 2661–2686
- [77] PERSSON, B. N. J.: Theory of rubber friction and contact mechanics. In: *The Journal of Chemical Physics* 115 (2001), Nr. 8, S. 3840–3861
- [78] PERSSON, B. N. J.; ALBOHR, O.; HEINRICH, G.; UEBA, H.: Crack propagation in rubber-like materials. In: *Journal of physics / Condensed matter* 17 (2005), S. R1071. – ISSN 0953–8984. – Record converted from VDB: 12.11.2012
- [79] PERSSON, B. N. J.; ALBOHR, O.; TARTAGLINO, U.; VOLOKITIN, A. I.; TOSATTI, E.: On the nature of surface roughness with application to contact mechanics, sealing, rubber friction and adhesion. In: *Journal of Physics: Condensed Matter* 17 (2005), Nr. 1, S. R1

- [80] PERSSON, B. N. J.; BRENER, E. A.: Crack propagation in viscoelastic solids. In: *Phys. Rev. E* 71 (2005), Mar, S. 036123
- [81] POLYTEC GMBH: *TopSens. Konfigurierbare chromatisch-konfokale Punktsensoren*. http://www.polytec.com/fileadmin/user_uploads/Products/Surface_Metrology/TopSens/OM_BR_TMS-TopSens_2013_06_PDF_D.pdf, Juni 2013
- [82] POPOV, V. L. ; POPOV, V. L. (Hrsg.): *Kontaktmechanik und Reibung : Ein Lehr- und Anwendungsbuch von der Nanotribologie bis zur numerischen Simulation*. Berlin, Heidelberg, 2009 (SpringerLink : Bücher)
- [83] PROBST GREIFTECHNIK VERLEGESYSTEME GMBH: *Vakuum-Hebegerät mit 180° Dreheinheit*. <http://www.probst.eu/service/katalog-broschueren/katalog-dt-produktuebersicht.html>, 2015
- [84] RADÓ, ZOLTÁN: *A study of road surface texture and its relationship to friction*, Pennsylvania State University, Dissertation, 1994
- [85] RADTKE, MARTIN: *Untersuchungen zur Dimensionierung von Sauggreifern*. Dresden, Technische Universität Dresden, Dissertation, 1992
- [86] RIEGER, HANSJÖRG: Gedankenmodell zur Gummireibung. In: *Kautschuk, Gummi, Kunststoffe: KGK* 20 (1967), S. 293–295
- [87] RIEGER, HANSJÖRG: *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Gummireibung in einem großen Geschwindigkeits- und Temperaturbereich unter Berücksichtigung der Reibungswärme*, Diss., 1968. – München, Techn. Hochsch., Diss., 1968
- [88] ROTHS, TOBIAS: *Rheologische Charakterisierung polymerer Materialien. Statistische Datenanalyse, Modellbildung und Simulation*, Albert-Ludwigs-Universität Freiburg i. Brsg., Dissertation, 2000
- [89] RÖTHEMEYER, F.; SOMMER, F. (Hrsg.): *Kautschuktechnologie*. München : Hanser, 2001. – ISBN 3-446-16169-4
- [90] SCHALLAMACH, A.; GROSCH, K.: *Tire Traction and Wear*. In: *Mechanics of Pneumatic Tires*. Clark, S. K., U.S. Department of Transportation, National Highway Traffic Safety Administration, 1979
- [91] SCHMIERER, GERNOT: *Ein modulares Baukastensystem für Kletterroboter nach dem Gleitrahmenprinzip*. Stuttgart, Universität Stuttgart, Dissertation, 2001
- [92] SCHRAMM, ERNST JOACHIM: *Reibung von Elastomeren auf rauen Oberflächen und Beschreibung von Nassbremseigenschaften von PKW-Reifen*, Universität Regensburg, Dissertation, November 2003
- [93] SCHUSTER, R. H.: *Verstärkung von Elastomeren durch Ruß*. Wirtschaftsverb. d. Dt. Kautschukindustrie, 1989 (Beiträge zur Technologie des Kautschuks und verwandter Stoffe)

- [94] SEEVERS, JÖRN: *Entwicklung einer fortschrittlichen Handhabungs- und Reparaturtechnik für innovative Energieerzeugungsanlagen*, Universität Hannover, Diss., 2000
- [95] SIMONS, FLORIAN: *Verhalten von passiv betriebenen Sauggreifern unter der Krafteinwirkung von Kletterrobotern*. Stuttgart, Universität Stuttgart, Dissertation, 2006
- [96] THOMAS, TOM R.: *Rough surfaces*. 2. ed. London : Imperial College Pr., 1999. – ISBN 978-1-86094-100-9; 1-86094-100-1
- [97] TRAMACERE, F.; FOLLADOR, M.; PUGNO, N. M.; MAZZOLAI, B.: Octopus-like suction cups: from natural to artificial solutions. In: *Bioinspiration & Biomimetics* 10 (2015), Nr. 3, S. 035004
- [98] UETZ, H.; WIEDEMAYER, J.: *Tribologie der Polymere: Grundlagen und Anwendungen in der Technik; Reibung, Verschleiß, Schmierung*. München; Wien : Hanser, 1985. – ISBN 3-446-14050-6
- [99] UHL, CLAUDIA: *Entwicklung und Charakterisierung von Elastomerkompositen auf Basis neuerer mikro- und nanoskaliger Füllstoffe*, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2007
- [100] WANG, M.-J.: Effect of Polymer-Filler and Filler-Filler Interactions on Dynamic Properties of Filled Vulcanizates. In: *Rubber Chemistry and Technology* 71 (1998), Nr. 3, S. 520–589
- [101] WILLIAMS, Malcolm L. ; FERRY, John D.: Second approximation calculations of mechanical and electrical relaxation and retardation distributions. In: *Journal of Polymer Science* 11 (1953), Nr. 2, S. 169–175. – ISSN 1542-6238
- [102] WILLIAMS, MALCOLM L. AND LANDEL, ROBERT F. AND FERRY, JOHN D.: The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids. In: *Journal of the American Chemical Society* 77 (1955), Nr. 14, S. 3701–3707
- [103] WIRTH GMBH: *Vakuumhebetchnik*. <http://www.wirth-gmbh.com/vakuumhebetchnik.html>, 2015
- [104] WOLFF, S.; WANG, M.-J.; TAN, E.-H.: Filler-Elastomer Interactions. Part VII. Study on Bound Rubber. In: *Rubber Chemistry and Technology* 66 (1993), Nr. 2, S. 163–177
- [105] WRANA, Claus: *Polymerphysik : Eine physikalische Beschreibung von Elastomeren und ihren anwendungsrelevanten Eigenschaften*. Berlin, Heidelberg, 2014 (Springer-Link : Bücher)
- [106] WRANA, Claus: *Viskoelastische Eigenschaften - Einführung*. Kursunterlagen zum modularen Fortbildungssystem “Eigenschaften“ des Deutschen Instituts für Kautschuktechnologie e.V., Juli 2014

Abbildungsverzeichnis

1.1. Magdeburger Halbkugelversuch von Otto von Guericke	1
1.2. Verwendeter Vakuumgreifer des Typs SPK 200 der Firma Schmalz GmbH .	3
1.3. Flussdiagramm zur Berechnung des Reibkoeffizienten μ	5
2.1. Unterteilung der pneumatischen Greifer	7
2.2. Schematische Darstellung eines Luftstromgreifers mit Umschaltventil . . .	8
2.3. Ausführungsbeispiele für Haftsauggreifer	8
2.4. Beispiel eines Druckluftgreifers	9
2.5. Schematische Darstellung des Wirkprinzips eines Vakuumgreifers und angegebener Wert für den Reibkoeffizienten μ für raue, trockene Werkstückoberflächen, wie z.B. Glas, Stein oder Kunststoff	10
2.6. Handelsübliche Ausführungsvarianten von Vakuumgreifern und Vakuumgreifer des Typs SPK mit steckbarer Moosgummidichtlippe und Elastomerreibeinlage	12
2.7. Bauformen von Vakuumgreifern	13
2.8. Balgsauggreifer in der Verpackungs- und Lebensmittelindustrie	15
2.9. Flachsauggreifer in der Holzver- und Holzbearbeitungsindustrie	16
2.10. Anwendungsbeispiele für Vakuumgreifer bei Spezialanwendungen	17
3.1. Lineare, verzweigte und vernetzte Makromolekülketten	24
3.2. Wirkung von Vernetzungspunkten im gummielastischen Zustand von Elastomeren	24
3.3. Schematische Darstellung der Temperaturabhängigkeit des Schubmoduls G von Elastomeren	26
3.4. Uniaxiale Dehnung und reine Scherung eines isotropen elastischen Körpers .	27
3.5. Sinusförmige periodische Deformation und Hystereseverhalten eines linear viskoelastischen Elastomers	28
3.6. Vektordarstellung des komplexen Schubmoduls G^*	29
3.7. Füllstoffe und Mullins-Effekt	31
3.8. Modulverlauf über Dehnung und Payne-Effekt	32
3.9. Schematische Darstellung des strukturellen Aufbaus von Rußagglomeraten	33
3.10. Schematische Darstellung der Struktur von Rußaggregaten	34
3.11. Schematische Darstellung von glasartigen Brücken und eines sich daraus ergebenden Füllstoff-Netzwerks	34
3.12. Speichermodul G' in Abhängigkeit der Dehnung für Ruße mit unterschiedlicher Primärteilchengröße	35
3.13. Dehnungsabhängige Messungen des Speichermoduls (G') von S-SBR-Proben gefüllt mit 0, 20, 30, 35, 40, 50, 60 und 70 phr N 339	36

3.14. Dehnungsabhängige Messungen des Verlustmoduls (G'') von S-SBR-Proben gefüllt mit 0, 20, 30, 35, 40, 50, 60 und 70 phr N 339	36
4.1. Schematische Darstellung und resultierende Kräfte beim Reibprozess	40
4.2. Aufteilung der Reibkraft bei einem gleitenden Gummielement über eine raue Oberfläche in eine Hysterese- und Adhäsionskomponente	40
4.3. Schematische Darstellung der Hysteresereibung auf rauen Oberflächen	41
4.4. Schematische Darstellung des Deformationsverhaltens eines polymeren Werkstoffes in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit	42
4.5. Schematische Darstellung des Wirkmechanismus der Adhäsion in der Kontaktzone auf verschiedenen Längenskalen	42
4.6. Masterkurven des Reibkoeffizienten eines ungefüllten NBR auf verschiedenen Oberflächen	44
4.7. Temperaturabhängigkeit der Reibzahl f eines mit Ruß gefüllten NBR bei verschiedenen Gleitgeschwindigkeiten	44
4.8. Geschwindigkeitsabhängigkeit der Reibzahl f verschiedener Elastomere	45
4.9. Gummireibung auf harter Oberfläche für zwei unterschiedliche Rauheiten	46
4.10. Gummi gleitet über eine harte Oberfläche mit Rauheiten zweier unterschiedlicher Längenskalen	47
5.1. Kontakt zwischen zwei Kugeln mit den Radien R_1 und R_2	50
5.2. Schematische Darstellungen der Interpretationen einer rauen Oberfläche	51
5.3. Approximation der größten Asperitäten des Rauheitsprofils mit Kugeln für die Anwendbarkeit der GW-Formulierung	53
5.4. Originale Höhenverteilung $\phi(z)$ für eine Schleifpapieroberfläche der Körnung 40 (schwarz) und verschiedene Summitverteilungen $\phi_s(z)$ der größten Asperitäten für vier verschiedene Werte des affinen Parameters s	54
5.5. Oberflächenrauheitsprofil und eingedrücktes Elastomer inkl. Höhenverteilung $\phi(z)$ und Summitverteilung $\phi_s(z)$ des Rauheitsprofils	55
5.6. Schematische Darstellung eines selbstaffinen Rauheitsprofils	56
5.7. Die fraktale Dimension D als Maß für die Ähnlichkeit von Strukturen	56
5.8. Herleitung der Profilwerte für die Höhendifferenzkorrelationsfunktion	57
5.9. Schematische Darstellung der Korrelationslängen ξ_{\parallel} und ξ_{\perp} eines zufälligen Oberflächenprofils	58
5.10. Schematische Darstellung der Höhendifferenzkorrelationsfunktion $C_z(\lambda)$ und der spektralen Leistungsdichte $S(\omega)$ einer selbstaffinen Oberfläche mit den entsprechenden Deskriptoren	58
5.11. Schematische Darstellung der wahren Kontaktfläche	62
5.12. Schematische Darstellung eines lokalen Ablöseprozesses	63
5.13. Die effektive Oberflächenenergie γ_{eff} in Abhängigkeit von der Abziehggeschwindigkeit v	64
5.14. Schematische Darstellung des Relaxationszeitspektrums	67
5.15. Schematische Darstellung der Formschlussflächen A_i eines Gummiprofils mit der Kantenlänge l_K beim Gleitvorgang in Abscherrichtung	69
6.1. Schematische Darstellung des verwendeten Vakuumgreifertyps	72

6.2. Herstellung der Negativabdrücke	73
6.3. Herstellung der Replikate	74
6.4. Qualitative Messung der Mikrorauheit mit dem SRT-Pendel und der Makrorauheit mit dem Ausflussmessers nach Moore	75
6.5. Mikro- und Makrotexturwerte der hergestellten Kunstharzreplikate	76
6.6. Schematische Darstellung des chromatisch-konfokalen Messprinzips	77
6.7. Oberflächenprofile unterschiedlicher Probekörper	78
6.8. Entkopplung des Einflusses der Dichtlippe vom Gesamtreibprozess durch Modifizierung der Probekörper mit Kreistaschen	79
6.9. Reibeinlagengeometrien	80
6.10. Vulkameterkurven der aktiven (NBR-N330) und passiven (NBR-N990) Mischung	82
6.11. Messprinzip zur Bestimmung der dynamisch-mechanischen Eigenschaften	83
6.12. Frequenz- und temperaturabhängige dynamisch-mechanische Messungen an einem mit Ruß gefüllten NBR	84
6.13. Temperaturabhängigkeit des dynamischen Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') und Verschiebungsfaktoren eines mit Ruß gefüllten NBR	84
6.14. Experimenteller Versuchsaufbau zur Ermittlung der Kraftübertragung und Elastomerreibung bei aktiv betriebenen Vakuumgreifern	86
6.15. Schematische Darstellung eines Abscherversuches und Verfahrriichtung des Probenschlittens bei starrer Einbaulage des Vakuumgreifers	88
6.16. Reibkraftkurve eines mit einem passiven Ruß (N 990) gefüllten NBR bei einer Abschergeschwindigkeit von 5 mm/min	89
7.1. Reibkraftkurven eines mit Ruß gefüllten NBR (N 550) in Abhängigkeit der Temperatur und der Abschergeschwindigkeit	96
7.2. Reibkoeffizienten eines mit Ruß gefüllten NBR (N 550) in Abhängigkeit der Abschergeschwindigkeit und der Temperatur	97
7.3. Temperaturabhängigkeit des dynamischen Speicher- (G') und Verlustmoduls (G'') (Prüfparameter: $\epsilon = 0,1\%$, $f = 1,0\text{ Hz}$, NBR-N550)	97
7.4. Einzelnes Höhenprofil $z(x)$ der Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4)	99
7.5. Höhendifferenzkorrelationsfunktionen aller 250 Profilschnitte und mittlere Höhendifferenzkorrelationsfunktion inklusive Oberflächendesriptoren	99
7.6. Zufällig gewählter Profilschnitt und ermitteltes Summitprofil des Probekörpers 8 (Schleifpapier 40) und mittlere Höhenverteilung $\phi(z)$, Summitverteilung $\phi_s(z)$ und affine Transformation mit dem Parameter s	100
7.7. Greenwood-Williamson-Funktionen der Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4)	101
7.8. Spektrale Leistungsdichte $S(n)$ im Ortsraum für Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	102
7.9. Reibkoeffizienten μ auf den Probekörpern 8 (Schleifpapier 40) und 15 (Gestockt 4) für die aktive Mischung und passive Mischung	103

7.10. Masterkurven des Speichermoduls (G'), Verlustmoduls (G'') und Verlusttangens ($\tan(\delta)$) eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR	105
7.11. Relaxationszeitspektren (DMA 2,5 %) eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR	106
7.12. Höhe d zwischen dem Elastomer und der mittleren Rauheitshöhe von Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	107
7.13. Mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ von Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	107
7.14. Verhältnis A_c/A_0 von Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4) in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit	108
7.15. Minimale Länge λ_{min} von Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4) in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit	109
7.16. Reibkraftkurven und Werte für den Reibkoeffizienten μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR in Abhängigkeit von der Abschergeschwindigkeit	110
7.17. Reibeinlagengeometrien und effektive Kantenlängen l_K	111
7.18. Formschlussflächen A_{FS} der aktiven Mischung für Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	112
7.19. Die mit den Reibeinlagengeometrien RE-1.1 und RE-1.2 erzielten Reibkoeffizienten μ der aktiven und passiven Mischung für Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	112
7.20. Die mit den Reibeinlagengeometrien RE-1.2, RE-4 und RE-5 erzielten Reibkoeffizienten μ der aktiven und passiven Mischung für Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	113
7.21. Reibkoeffizienten μ in Abhängigkeit der Reibeinlagengeometrie	115
7.22. Schematische Darstellung des Gesamtreibkoeffizienten μ , bestehend aus den Einzelbeiträgen der Adhäsion und Hysterese in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit	117
7.23. Simulations- und Versuchsergebnisse des Reibkoeffizienten als Summe der Hysterese- und Adhäsionsreibung	118
7.24. Scherspannung τ_s der aktiven (NBR-N330) und passiven (NBR-N990) Mischung für Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	119
7.25. Simulations- und Versuchsergebnisse des Reibkoeffizienten als Summe der Hysterese-, Adhäsions- und Formschlussreibung (Reibeinlagengeometrie RE-1.2, RE-4 und RE-5)	120
7.26. Prozentuale Differenz bei der Simulation des Reibkoeffizienten μ durch Erhöhung der Kantenlänge l_K	121
7.27. Freier Modellparameter σ_{FS} in Abhängigkeit der Kantenlänge l_K	122
A.1. Replikate und gemessene Oberflächenprofile von Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	147

A.2. Höhendifferenzkorrelationsfunktionen aller 250 Profilschnitte und mittlere HDK inklusive Oberflächendeskriptoren der beiden Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	148
A.3. Zufällig gewählte Profilschnitte und ermittelte Summitprofile und mittlere Höhenverteilungen $\phi(z)$, Summitverteilungen $\phi_s(z)$ und affine Transformationen der beiden Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)	149
B.1. Masterkurven des Speichermoduls (G'), Verlustmoduls (G'') und des Verlusttangens ($\tan(\delta)$) eines mit Ruß gefüllten NBR ($\epsilon = 0,1\%$)	151
B.2. Masterkurven des Speichermoduls (G'), Verlustmoduls (G'') und des Verlusttangens ($\tan(\delta)$) eines mit Ruß gefüllten NBR ($\epsilon = 2,5\%$)	152
B.3. Messung der Härte und der Rückprallelastizität eines mit einem aktiven (N 330) und passiven Ruß (N 990) gefüllten NBR (DIK-Mischungen)	153
C.1. Stabilisierung der Moosgummidichtlippen und der Elastomerreibeinlagen	155
E.1. Konstruktion der Koch-Kurve	162
E.2. Herleitung der fraktalen Dimension D	162
F.1. Kraftkurven und Werte für den Reibkoeffizienten μ eines mit einem halbaktiven Ruß (N 550) gefüllten NBR (RE-1.2, Probekörper 8)	163
F.2. Reibkoeffizient μ eines mit einem Ruß (N 550) gefüllten NBR (RE-1.2, Probekörper 8)	163
F.3. Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ C$, Probekörper 8)	164
F.4. Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ C$, Probekörper 8)	164
F.5. Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ C$, Probekörper 15)	165
F.6. Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ C$, Probekörper 15)	165
F.7. Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ C$, Probekörper 8)	166
F.8. Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ C$, Probekörper 8)	166
F.9. Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ C$, Probekörper 15)	167
F.10. Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ C$, Probekörper 15)	167

Tabellenverzeichnis

2.1. Vergleich zwischen vom Hersteller angegebenen Reibkoeffizienten auf unterschiedlichen Werkstückoberflächen und real gemessenen Reibkoeffizienten	11
2.2. Bauformen und Unterscheidungsmerkmale von Vakuumbreifern	13
2.3. Werkstoffkennwerte typischer Elastomere für Saugelmente	14
2.4. Teil 1: Durchgeführte Untersuchungen mit Vakuumbreifern	21
2.5. Teil 2: Durchgeführte Untersuchungen mit Vakuumbreifern	22
3.1. Teilchengröße, Aggregatgröße und Rußklassifizierung nach ASTM D 1765	33
6.1. Auflistung der künstlich erzeugten Probekörper	72
6.2. Messcharakteristika der verwendeten Sensoren und Vergrößerungsoptiken	77
6.3. Mischungszusammensetzung der am DIK hergestellten NBR-Mischungen	81
6.4. Zu untersuchende Faktoren und Stufenwerte	90
6.5. Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Temperatureinflusses in Abhängigkeit der Geschwindigkeit	91
6.6. Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Härte- bzw. Füllstoffeinflusses	92
6.7. Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Einflusses der Oberflächenrauheit	92
6.8. Faktoren, deren Charakterisierung und Stufenwerte für die Erstellung eines Versuchsplans zur Ermittlung des Einflusses der Reibeinlagengeometrie	93
7.1. Längen der Profilschnitte, Oberflächendeskriptoren und affiner Parameter s für die Probekörper 8 und 15 bei der Verwendung eines monofraktalen Ansatzes	101
7.2. Freie Modellparameter zur Anpassung der Hysterese- und Adhäsionssimulation an die experimentell gewonnenen Versuchsergebnisse (Reibeinlagengeometrie RE-1.1)	118
7.3. Freier Modellparameter σ_{FS} zur Anpassung des Formschlussbeitrags an die experimentell gewonnenen Versuchsergebnisse	121
7.4. Prozentuale Differenz bei der Simulation des Reibkoeffizienten μ durch Erhöhung der Kantenlänge l_K	122
7.5. Modellverifizierung: Vergleich zwischen $\mu_{Versuch}$ und μ_{Modell}	123
7.6. Modellvalidierung: Vergleich zwischen $\mu_{Versuch}$ und μ_{Modell}	124
B.1. Qualitative Mischungszusammensetzung der bei der Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH hergestellten NBR-Mischung	153

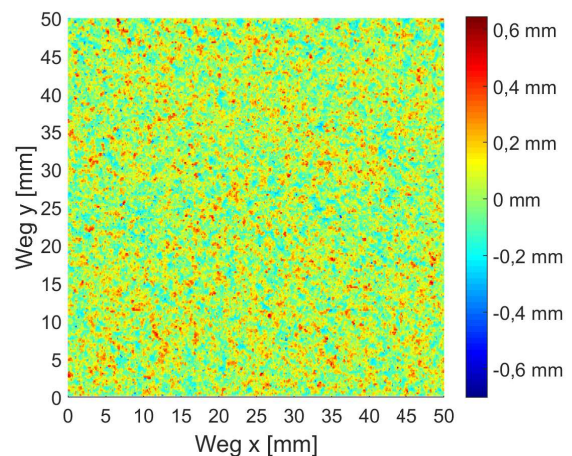
D.1. Charakteristika Drucksensor SDE1-B2-GL-H18-L-PU-M8 (Fa. FESTO AG & Co. KG)	157
D.2. Charakteristika Ejektordüse VN-30-H-T6-PQ4-VQ5-RO2	157
D.3. Charakteristika Servomotor MSM031B-0300-NN-M0-CH0 (Fa. Bosch Rexroth AG)	157
D.4. Charakteristika Planetengetriebe GTE060-NN1-008B-NN42 (Fa. Bosch Rexroth AG)	158
D.5. Chromatisch-konfokale Sensoren und Vergrößerungsoptiken	158
D.6. Charakteristika Miniatur-Scherkraftwägezelle SW 1.3 (Fa. HKM Messtechnik GmbH)	158
D.7. Charakteristika Thermostat ministat 240-2 (Fa. Peter Huber Kältemaschinenbau GmbH)	158
D.8. Charakteristika Datenerfassungsgerät NI cDAQ-9178 (Fa. National Instruments Germany GmbH)	159
D.9. Charakteristika Handmessgerät testo 635-2 (Fa. Testo AG)	159
D.10. Charakteristika Massedurchflussmesser F-111AC-50K-ABD-44-V (Fa. Wagner GmbH)	159
D.11. Charakteristika Rheometersystem ARES (Fa. Rheometric Scientific)	159
D.12. Auflistung sonstiger Messtechnik	159

A. Probekörper / Oberflächenanalyse

Nachfolgend sind die in dieser Arbeit untersuchten Oberflächenstrukturen dargestellt. In den Abbildungen A.1a und A.1c sind vergrößerte Ausschnitte der Replikate der Schleifpapieroberfläche und der gestockten Oberfläche zu sehen. In den Abbildungen A.1b und A.1d sind die Oberflächen nach chromatisch-konfokaler Vermessung dargestellt. Die aus einzelnen Profilschnitten zusammengesetzte Oberflächenstruktur wurde in beiden Fällen in einem Messfeld von 50 mm × 50 mm gemessen.



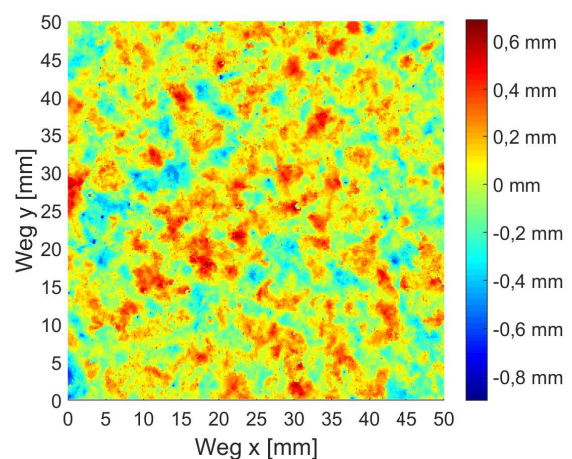
(a) Probekörper 8



(b) Probekörper 8



(c) Probekörper 15



(d) Probekörper 15

Abbildung A.1.: Replikate (linke Darstellungen) und gemessene Oberflächenprofile (rechte Darstellungen) der beiden Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)

Für jeden Profilschnitt wurde die Höhendifferenzkorrelationsfunktion $C_z(\lambda)$ berechnet und anschließend für jeden Probekörper die mittlere Höhendifferenzkorrelationsfunktion ermittelt (vgl. Abbildungen A.2a und A.2c). Aus den mittleren Höhendifferenzkorrelationsfunktionen konnten anschließend die zur Charakterisierung der Oberflächen notwendigen Deskriptoren ξ_{\perp} , ξ_{\parallel} und D abgeleitet werden (vgl. Abbildungen A.2b und A.2d). Dabei steht ξ_{\perp}^2 für die vertikale Cut-off-Länge, ξ_{\parallel} für die horizontale Cut-off-Länge und D für die fraktale Dimension der betrachteten Oberfläche.

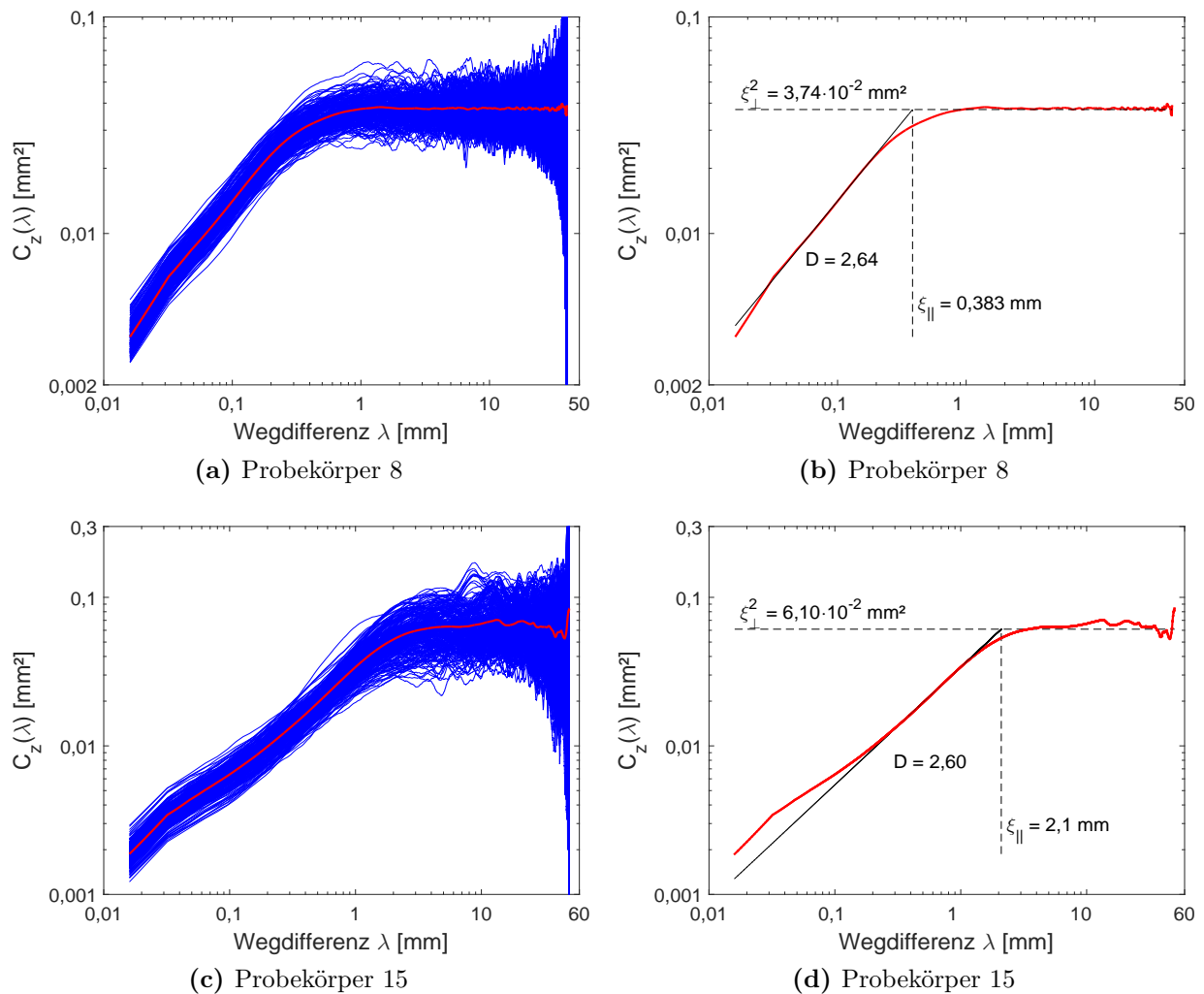


Abbildung A.2.: Höhendifferenzkorrelationsfunktionen aller 250 Profilschnitte (linke Darstellungen) und mittlere HDK inklusive Oberflächendeskriptoren (rechte Darstellungen) der beiden Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)

Um den oberen Teil eines Rauheitsprofils besser beschreiben zu können, der sich in Kontakt mit dem Elastomer befindet, wurde die Summitverteilung $\phi_s(z)$ eingeführt. Ein Algorithmus ermittelt die lokalen Maxima bei verschiedenen Längenintervallen, wobei ein Längenintervall von $\lambda = \xi_{\parallel}$ gewählt wurde (vgl. Abbildungen A.3a und A.3c). Die Summitverteilung $\phi_s(z)$ wird anschließend über eine affine Transformation mit Hilfe eines Parameters s angenähert (vgl. Abbildungen A.3b und A.3d).

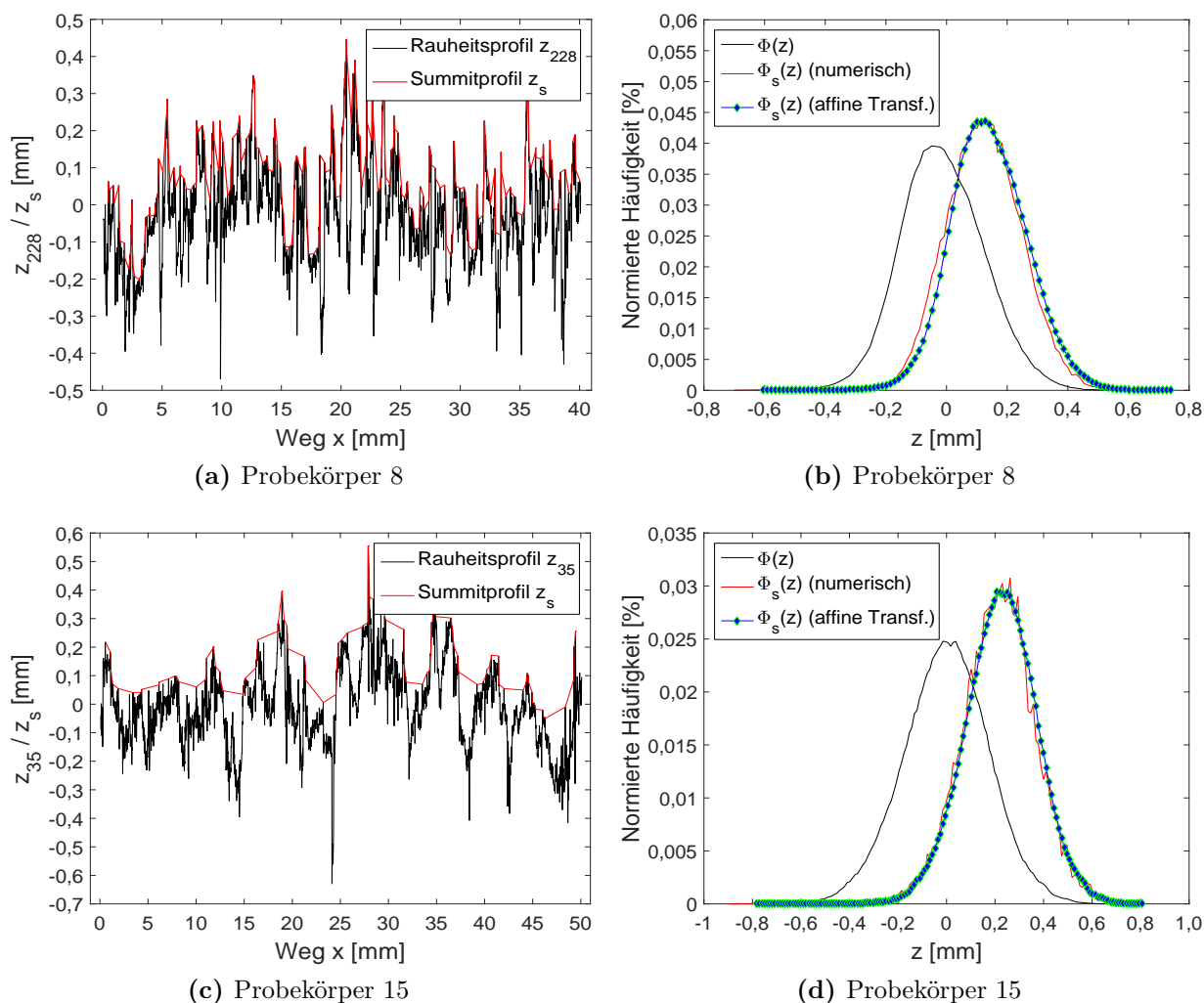


Abbildung A.3.: Zufällig gewählte Profilschnitte und ermittelte Summitprofile (linke Darstellungen) und mittlere Höhenverteilungen $\phi(z)$, Summitverteilungen $\phi_s(z)$ und affine Transformationen (rechte Darstellungen) der beiden Probekörper 8 (Schleifpapier 40) und Probekörper 15 (Gestockt 4)

B. Gummimischungen und Analysen

Nachfolgend sind alle Masterkurven der verwendeten Elastormischungen dargestellt. Es handelt sich hierbei um die bei den Albtal-Gummiwerken HARTIG GmbH hergestellte Mischung NBR-N550 und um die beiden am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie (DIK) hergestellten Mischungen NBR-N330 und NBR-N990.

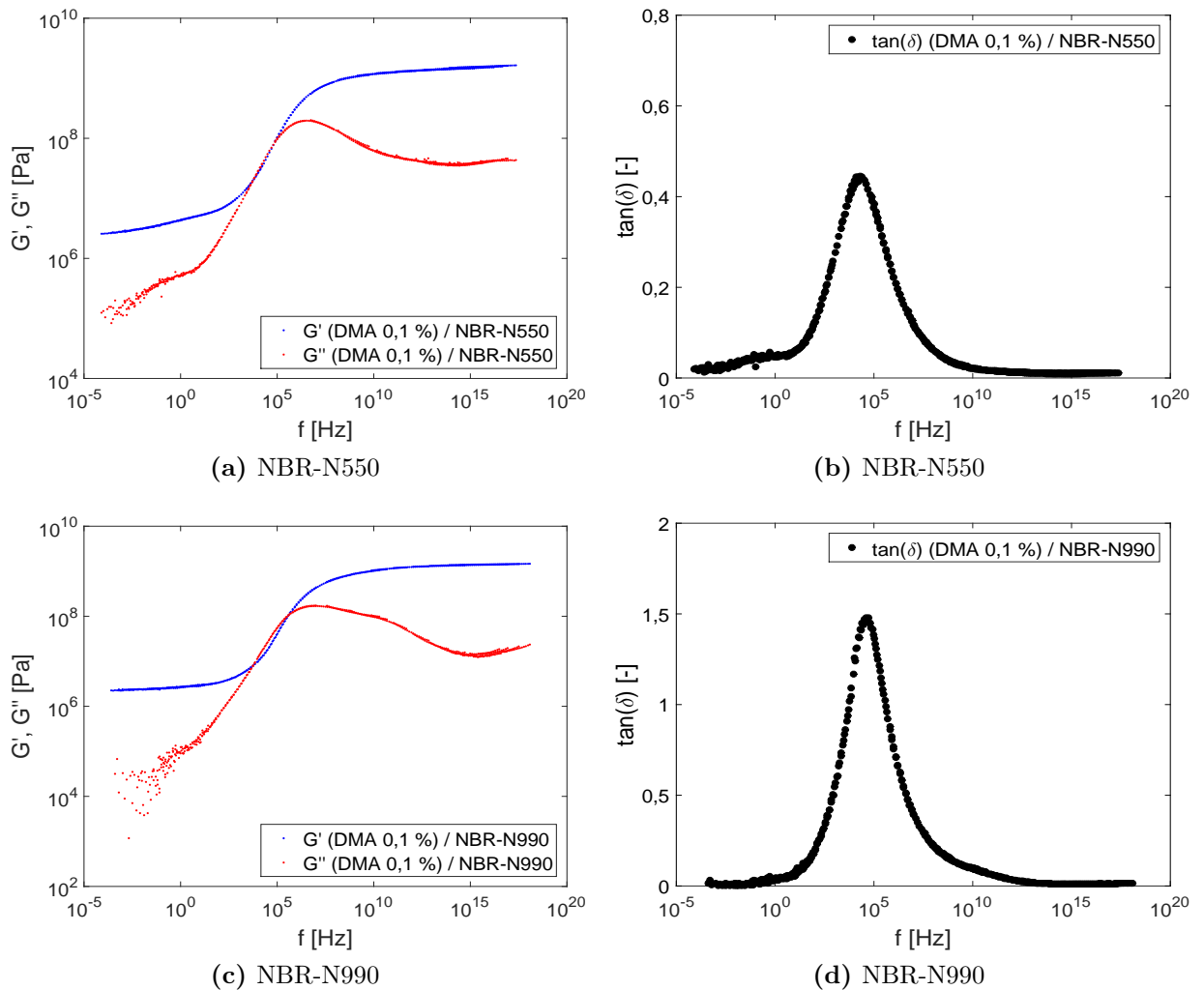
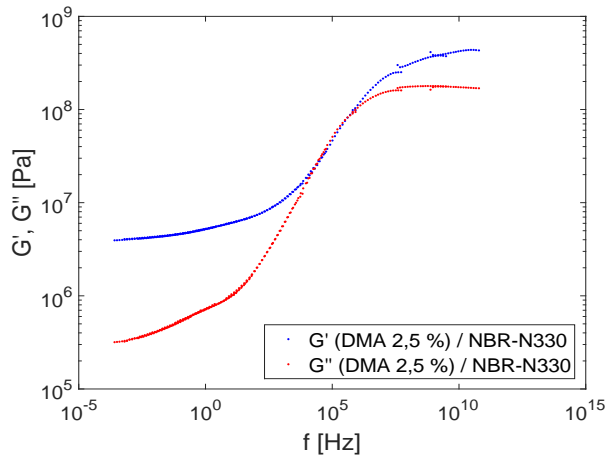
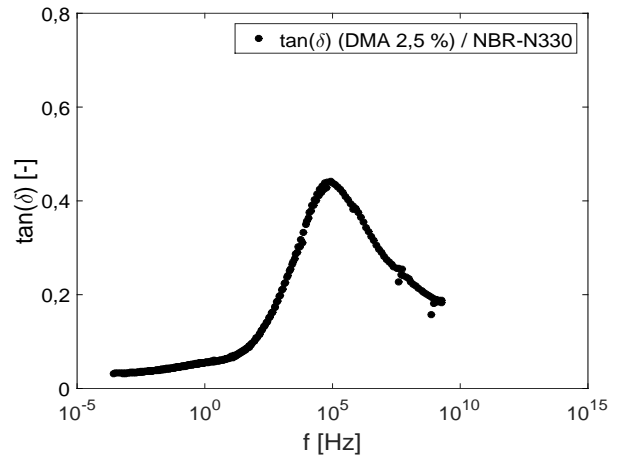


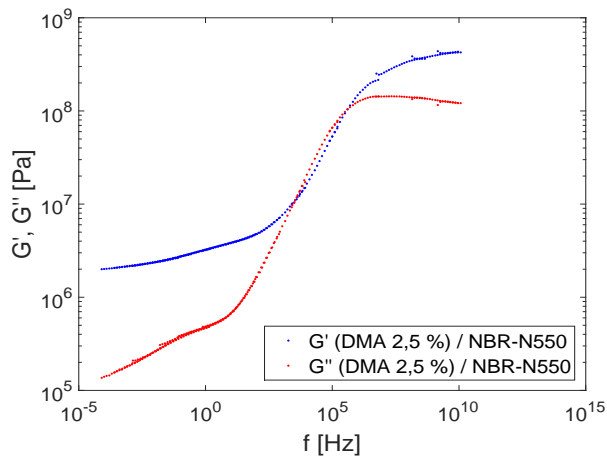
Abbildung B.1.: Masterkurven des Speichermoduls (G'), Verlustmoduls (G'') und des Verlusttangens ($\tan(\delta)$) eines mit Ruß gefüllten NBR ($\epsilon = 0,1\%$)



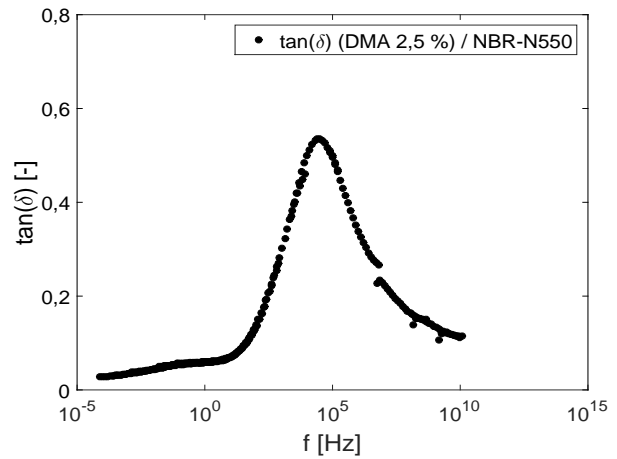
(a) NBR-N330



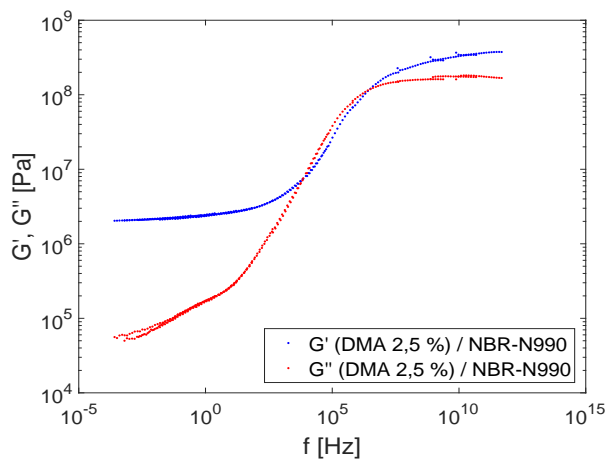
(b) NBR-N330



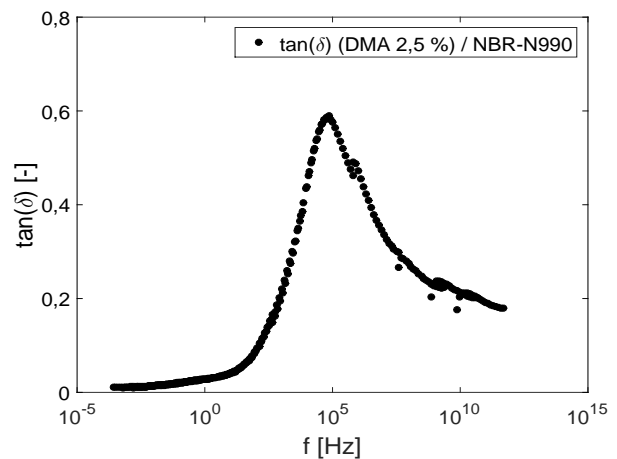
(c) NBR-N550



(d) NBR-N550



(e) NBR-N990



(f) NBR-N990

Abbildung B.2.: Masterkurven des Speichermoduls (G'), Verlustmoduls (G'') und des Verlusttangens ($\tan(\delta)$) eines mit Ruß gefüllten NBR ($\epsilon = 2,5\%$)

Die Messung der Härte der Mischung NBR-N550 erfolgte mit Hilfe eines Hand-Härteprüfgerätes PCE-DD-A zur Überprüfung der gelieferten Reibeinlagen-Chargen. Eine zertifizierte Messung der Härte und der Rückprallelastizität erfolgte lediglich an den Mischungen NBR-N330 und NBR-N990 am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie (DIK). Die Härte wurde mit dem Gerät Zwick digitest ermittelt. Die Bestimmung der Rückprallelastizität erfolgte mit dem Gerät Zwick 5109.01. Die Ergebnisse der Messungen können Abbildung B.3 entnommen werden.

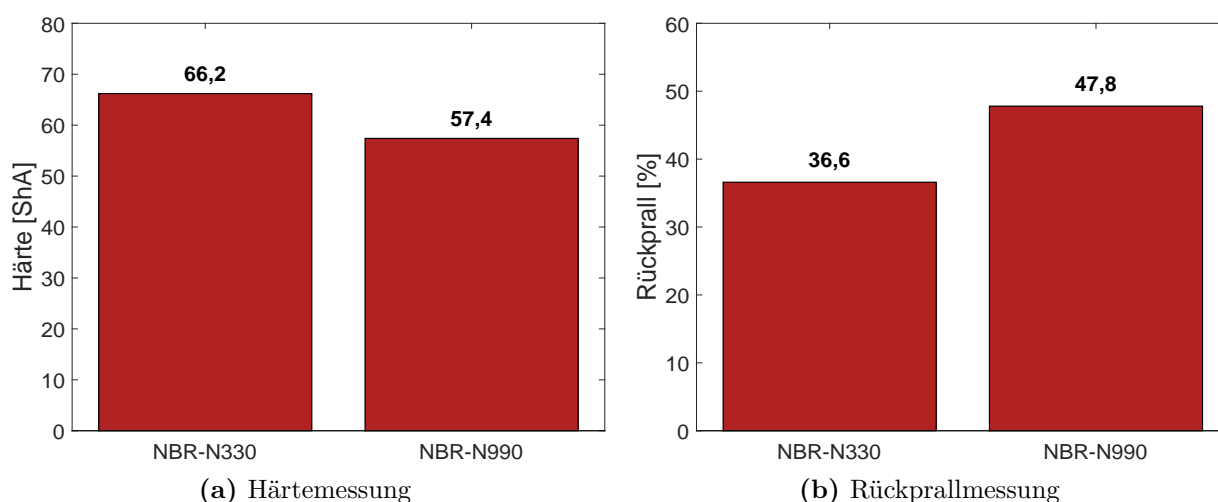


Abbildung B.3.: Messung der Härte und der Rückprallelastizität eines mit einem aktiven (N 330) und passiven Ruß (N 990) gefüllten NBR (DIK-Mischungen)

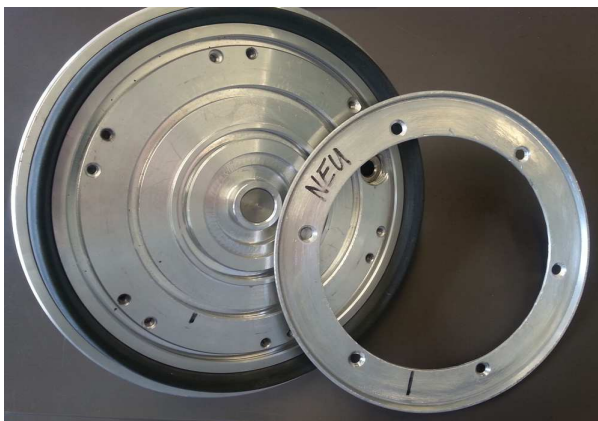
Die Elastomermischung NBR-N550 wurde bei den Albtal-Gummiwerken HARTIG GmbH hergestellt. Die Mischung hat keinerlei Zusammenhang mit den am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie (DIK) hergestellten Mischungen NBR-N330 und NBR-N990. Die Mischung NBR-N550 wurde lediglich für die separat durchgeführte Versuchsreihe zur Identifizierung des Temperatureinflusses verwendet. Die qualitative Zusammensetzung der Mischung NBR-N550 kann Tabelle B.1 entnommen werden.

Tabelle B.1.: Qualitative Mischungszusammensetzung der bei der Albtal-Gummiwerke HARTIG GmbH hergestellten NBR-Mischung (NBR-N550)

Pos.	Komponente	Anteil [%]
1	NBR (28 % Acrylnitrilgehalt)	53,7
2	N 550	16,1
3	Kreide	5,4
4	Ester-Öl	3,8
5	Zusatzstoffe	21,0

C. Stabilisierung der Dichtlippen und der Reibeinlagen

Um ein Einknicken der Moosgummidichtlippen auf den vertieften Kreistaschen der Probekörper zu vermeiden, wurden die Dichtlippen mit einem speziell angefertigten Formteil aus Aluminium stabilisiert. Das Bauteil wurde an die Dichtlippe angepasst und mit der Trägerplatte des Vakuumgreifers verschraubt (vgl. Abbildungen C.1a und C.1b). Bei Vorversuchen wurde aufgrund der hohen Scherkräfte ein Herausdrücken der Elastomerreibeinlagen aus der Trägerplatte des Vakuumgreifers beobachtet. Dieser Effekt wurde durch das Einkleben eines Stabilisierungsrings aus S235JR und einer geringfügigen Modifizierung der Vakuumgreifer-Trägerplatte behoben (vgl. Abbildungen C.1c und C.1d).



(a) Dichtlippen-Stabilisierung



(b) Dichtlippen-Stabilisierung (verschraubt)



(c) Reibeinlagen-Stabilisierung



(d) Reibeinlagen-Stabilisierung (verklebt)

Abbildung C.1.: Stabilisierung der Moosgummidichtlippen und der Elastomerreibeinlagen

D. Geräte- und Messtechnik

Tabelle D.1.: Charakteristika Drucksensor SDE1-B2-GL-H18-L-PU-M8 (Fa. FESTO AG & Co. KG)

Merkmal	Werte
Messgröße	Relativdruck
Messverfahren	Piezoresistiver Drucksensor
Druckmessbereich Anfangswert	-1 bar
Druckmessbereich Endwert	+1 bar
Reproduzierbarkeit Schaltwert	0,3 %
Max. Ausgangsstrom	150 mA
Analogausgang	0 - 10 V
Betriebsspannungsbereich DC	15...30 V

Tabelle D.2.: Charakteristika Ejektordüse VN-30-H-T6-PQ4-VQ5-RO2 (Fa. FESTO AG & Co. KG)

Merkmal	Werte
Betriebsdruck	1...8 bar
Betriebsdruck für max. Vakuum	3,7 bar
Max. Vakuum	93 %
Betriebsdruck für max. Saugvolumenstrom	3 bar
Max. Saugvolumenstrom gegen Atmosphäre	186 l/min
Nennbetriebsdruck	6 bar

Tabelle D.3.: Charakteristika Servomotor MSM031B-0300-NN-M0-CH0 (Fa. Bosch Rexroth AG)

Merkmal	Werte
Dauerleistung P_N	200 W
Stillstandsdauerdrehmoment M_0	0,64 Nm
Maximaldrehmoment M_{max}	1,91 Nm
Maximaldrehzahl n_{max}	5.000 min ⁻¹

Tabelle D.4.: Charakteristika Planetengetriebe GTE060-NN1-008B-NN42 (Fa. Bosch Rexroth AG)

Merkmal	Werte
Übersetzung	einstufig
Übersetzungsverhältnis	8:1
Antriebswelle	glatt
Wirkungsgrad η	96 %

Tabelle D.5.: Chromatisch-konfokale Sensoren und Vergrößerungsoptiken (Fa. Polytec GmbH)

Modelltyp	CL 3	CL 4	OP 6000	CL 5
Messbereich [mm]	1,1	3,0	6,0	10,0
Arbeitsabstand [mm]	12,7	16,4	27,3	29
Max. Objekt-Steigung [°]	± 27	± 22	± 22	± 14
Axiale Auflösung (Genauigkeit) [μm]	0,2	0,4	0,6	0,9
Vergrößerungsoptik	MG 140	MG 35	-	MG 35
Messpunktdurchmesser [μm]	4	8	12,5	16
Laterale Auflösung [μm]	2	4	6,25	8

Tabelle D.6.: Charakteristika Miniatur-Scherkraftwägezelle SW 1.3 (Fa. HKM Messtechnik GmbH)

Merkmal	Werte
Messprinzip	DMS
Genauigkeit	$\pm 0,25$ % f.s.
Nennlast	3 kN
Versorgung	max. 10 V DC
Ausgangssignal	2 mV/V

Tabelle D.7.: Charakteristika Thermostat ministat 240-2 (Fa. Peter Huber Kältemaschinenbau GmbH)

Merkmal	Werte
Temperaturbereich	-40...200 °C
Anschluss externer Fühler	PT100
Heizleistung	2 kW
Kälteleistung bei 0 °C	0,5 kW
Kälteleistung bei -10 °C	0,42 kW
Max. Förderleistung Druckpumpe	27 l/min
Max. Förderdruck Druckpumpe	0,7 bar

Tabelle D.8.: *Charakteristika Datenerfassungsgerät NI cDAQ-9178 (Fa. National Instruments GmbH)*

Merkmal	Werte
Anzahl von Steckplätzen	8
Betriebssystem / Zielsystem	Windows
Eingangsspannungsbereich	9 V - 30 V
Steckmodul 1	NI 9205 (Analogeingangsmodule)
Steckmodul 2	NI 9211 (Thermoelement-Eingangsmodule)
Steckmodul 3	NI 9237 (Brückenmodule)

Tabelle D.9.: *Charakteristika Handmessgerät testo 635-2 (Fa. Testo AG)*

Merkmal	Werte
Gehäuse	ABS / TPE / Metall
Fühler 1	Feuchtefühler 0 bis +100 % rF
Fühler 2	Absolutdrucksonde 0 bis +2000 hPa

Tabelle D.10.: *Charakteristika Massedurchflussmesser F-111AC-50K-ABD-44-V (Fa. Wagner GmbH)*

Merkmal	Werte
Messbereich	(0)... 1...50 l/min Luft
Druck	0,8 bar
Messgenauigkeit	$\pm 0,8\%$ v. Messwert $\pm 0,2\%$ v. Endwert
Ausgangssignal	0...10 V DC
Versorgungsspannung	+15...24 V DC

Tabelle D.11.: *Charakteristika Rheometersystem ARES (Fa. Rheometric Scientific)*

Merkmal	Werte
Temperaturbereich	-150...+350 °C
Frequenzbereich	0,002...80 Hz
Amplitudenbereich	0,05...10 %

Tabelle D.12.: *Auflistung sonstiger Messtechnik [14]*

Gerät	Bezeichnung
Härte-Prüfgeräte	Zwick digitest / PCE-DD-A
Rückprallelastizitäts-Prüfgerät	Zwick 5109.01
Vulkameter	Alpha Technologies MDR 2000 E
Innenmischer	Werner & Pfleiderer GK 5 E

E. Fraktale Geometrie

Viele der in der Praxis zur Anwendung kommenden Oberflächenkenngrößen werden zur Beurteilung der Qualität von Werkstücken aus dem Maschinenbau herangezogen. Sie beschreiben z.B. die Lackiereignung von Blechen oder das verfügbare Ölrückhaltevolumen in den Riefen von Zylinderlaufbahnen. Oftmals werden die Oberflächenkenngrößen verwendet, ohne dabei die eigentliche Oberflächenfunktion zu beachten [3]. Die in dieser Arbeit verwendeten Oberflächenstrukturen wurden mit Hilfe eines theoretischen Ansatzes beschrieben, der auf der von Benoît B. Mandelbrot vorgestellten Theorie der fraktalen Geometrie beruht [61]. Die Vermessung eines Objektes hängt immer vom betrachteten Maßstab ϵ ab. Je kleiner der Maßstab gewählt wird, desto genauer wird die Messung. Für die Länge, die Fläche und das Volumen eines Objektes kann folglich geschrieben werden:

$$l = \lim_{\epsilon \rightarrow \infty} \cdot n(\epsilon)\epsilon^1 ; \quad A = \lim_{\epsilon \rightarrow \infty} \cdot n(\epsilon)\epsilon^2 ; \quad V = \lim_{\epsilon \rightarrow \infty} \cdot n(\epsilon)\epsilon^3 \quad (\text{E.1})$$

Dabei steht n für die Anzahl an Maßstäben, mit denen das Objekt bedeckt ist. Der Exponent von ϵ entspricht der euklidischen Dimension des zu vermessenden Objektes. Für eine beliebige Messgröße M kann eine verallgemeinerte Form geschrieben werden:

$$M = \lim_{\epsilon \rightarrow \infty} \cdot n(\epsilon)\epsilon^D \quad (\text{E.2})$$

Ist die Messgröße M unabhängig vom Grenzwert des Maßstabes (d.h. $\epsilon \rightarrow 0$), dann entspricht der Exponent D der Dimension des Objektes [84]. Wird nun ein Fraktal mit einer bekannten Messgröße M und einer bekannten Menge $n(\epsilon)$ von Maßstäben betrachtet, so lässt sich aus Gleichung (E.2) die fraktale Dimension D des Objektes bestimmen. Dieser Zusammenhang soll nachfolgend anhand der sogenannten Koch-Kurve beispielhaft beschrieben werden (vgl. Abbildung E.1). Die Koch-Kurve wird konstruiert, indem eine Ausgangsstrecke mit der Länge $l = 1$ in drei gleiche Teile $\epsilon = (1/3)l$ zerlegt wird. Der mittlere Teil wird durch zwei Strecken der Länge ϵ ersetzt, wodurch vier gleich lange Strecken entstehen [52]. Die Länge l ergibt sich nach dem ersten Konstruktionsschritt zu $l = 4 \cdot 1/3$. Nach i Konstruktionsschritten ergibt sich die Länge zu $l = (4/3)^i$. Für unendlich kleine Maßstäbe kann Gleichung (E.2) umgeschrieben werden und die Länge der Koch-Kurve ergibt sich zu:

$$M_i = \left((4/3)^D \right)^i \quad (\text{E.3})$$

Für die Messgröße M erhält man einen endlichen Wert, wenn $D = \log_3 4 \approx 1,2619$ gewählt wird. Die Selbstähnlichkeit ist eine wesentliche Eigenschaft von Fraktalen. Aus der Selbstähnlichkeit lässt sich die fraktale Dimension ableiten. Diese Eigenschaft kann am Beispiel einer Linie mit der Einheitslänge 1, einem Quadrat der Einheitsfläche 1 und einem Würfel mit einem Einheitsvolumen 1 dargestellt werden (vgl. Abbildung E.2). Eine Linie kann in n gleiche Teile zerlegt werden ($r = 1/n$).

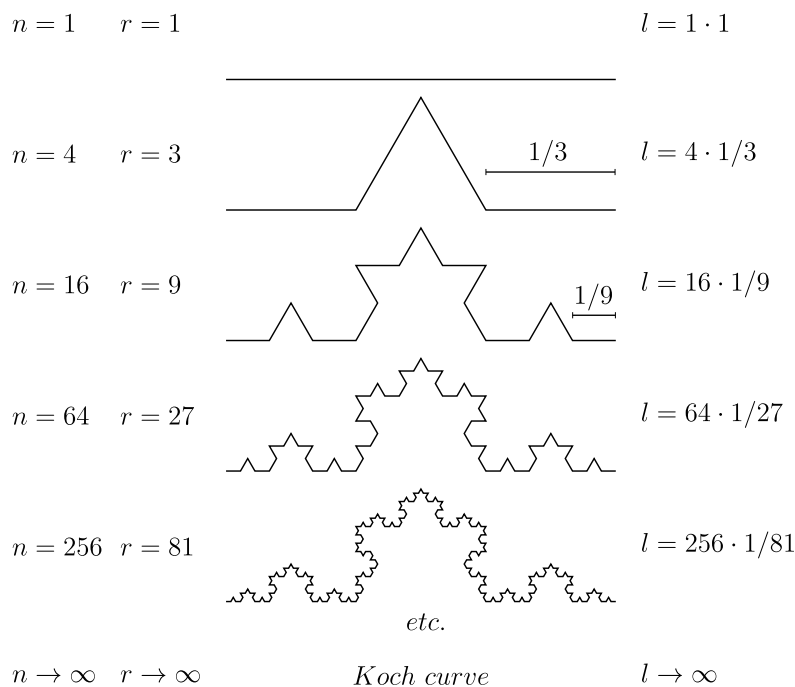


Abbildung E.1.: Konstruktion der Koch-Kurve nach [52]

Für die Fläche und den Würfel ergeben sich $r = 1/\sqrt{n}$ und entsprechend $r = 1/\sqrt[3]{n}$. Allgemein kann jedoch $r = 1/\sqrt[n]{n}$ geschrieben werden, woraus durch Umformen folgt:

$$D = \frac{\log(n)}{\log\left(\frac{1}{r}\right)} \tag{E.4}$$

Für den Würfel, der in Abbildung E.2 in acht Teile im Verhältnis $r = 1/\sqrt[3]{8} = 1/2$ zerlegt wurde, ergibt sich $D = \log(8)/\log(2) = 3$. Für die Koch-Kurve würde sich beispielhaft wiederum $D = \log(4)/\log(3) = 1,2619$ ergeben. Sie weist eine exakte, deterministische Selbstähnlichkeit auf. [52]

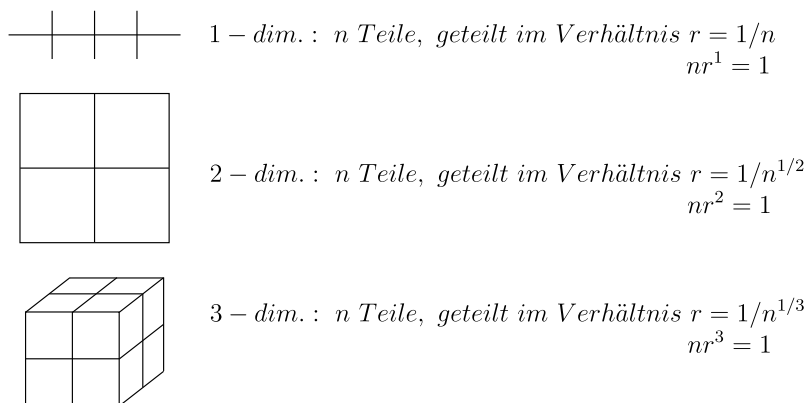


Abbildung E.2.: Herleitung der fraktalen Dimension D nach [52]

F. Kraftkurven und Reibkoeffizienten

Nachfolgend werden alle experimentellen Ergebnisse der verschiedenen Versuchsreihen dargestellt. Die Ergebnisse beschreiben die Versuchsreihen zur Identifizierung des Temperatureinflusses und des Einflusses der Abschergeschwindigkeit, des Härte- bzw. Füllstoffeinflusses, des Einflusses der Oberflächenrauheit und des Einflusses der Reibeinlagengeometrie.

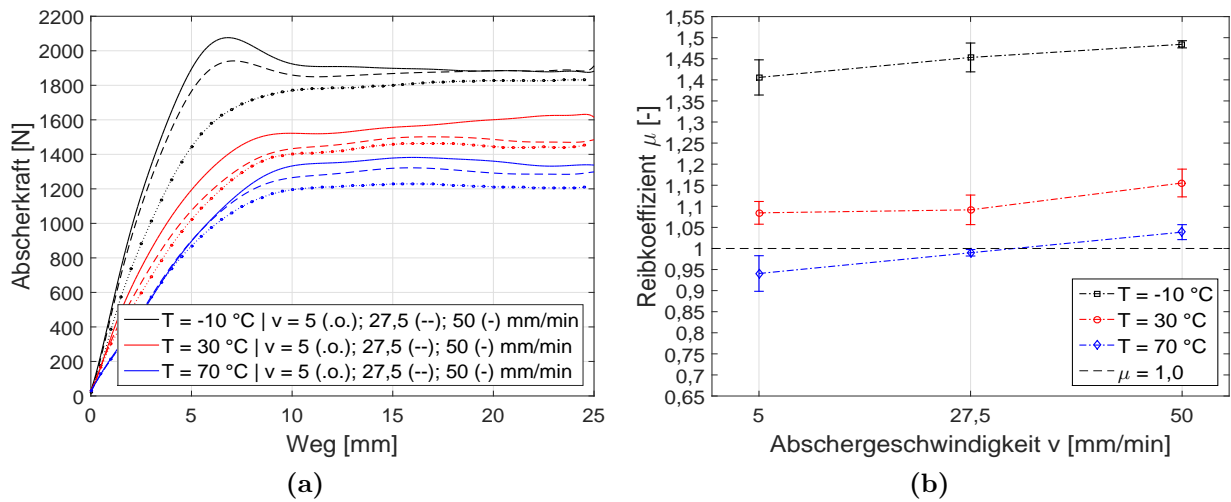


Abbildung F.1.: (a) Kraftkurven und (b) Werte für den Reibkoeffizienten μ eines mit einem halbaktiven Ruß (N550) gefüllten NBR (RE-1.2, Probekörper 8)

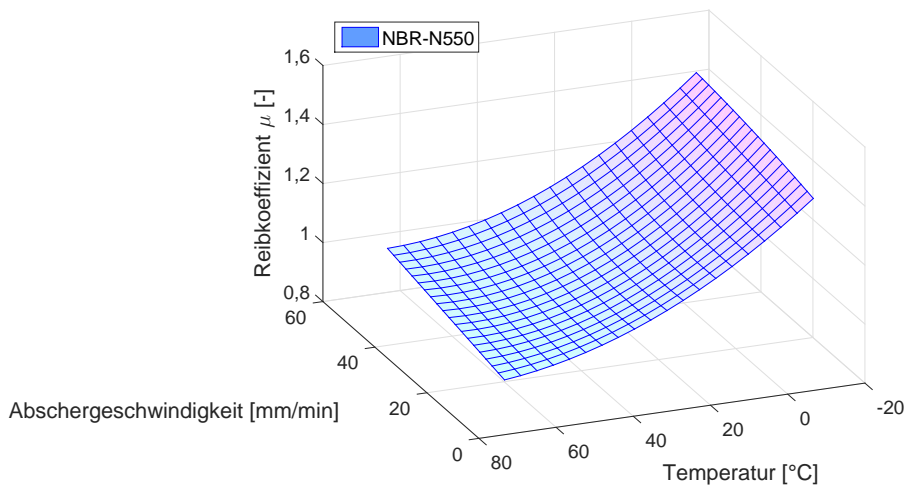


Abbildung F.2.: Reibkoeffizient μ eines mit einem Ruß (N550) gefüllten NBR (RE-1.2, Probekörper 8)

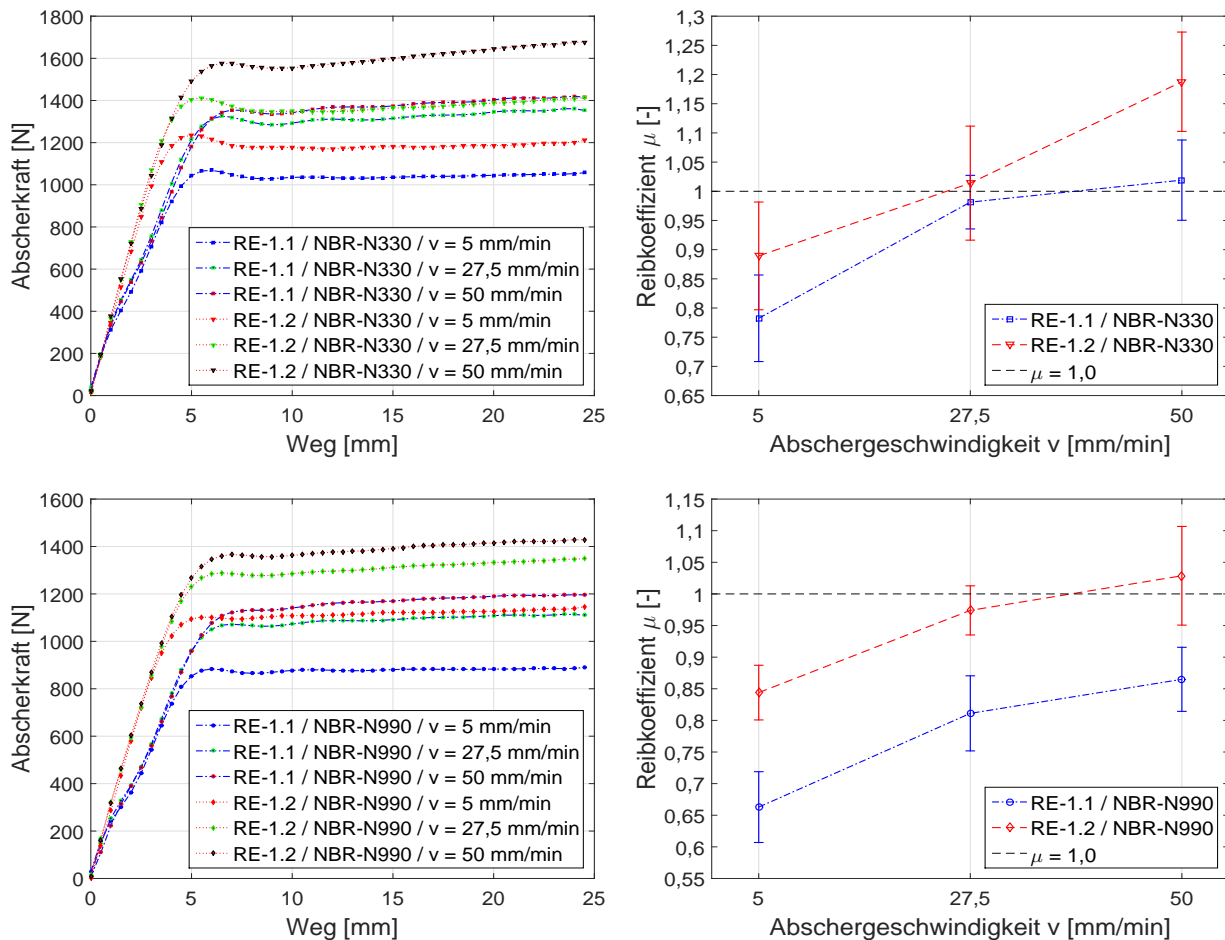


Abbildung F.3.: Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 8)

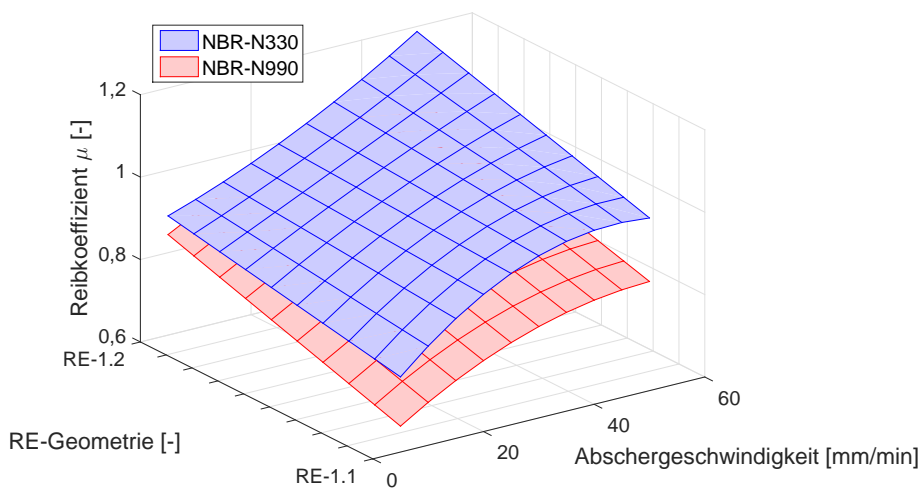


Abbildung F.4.: Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 8)

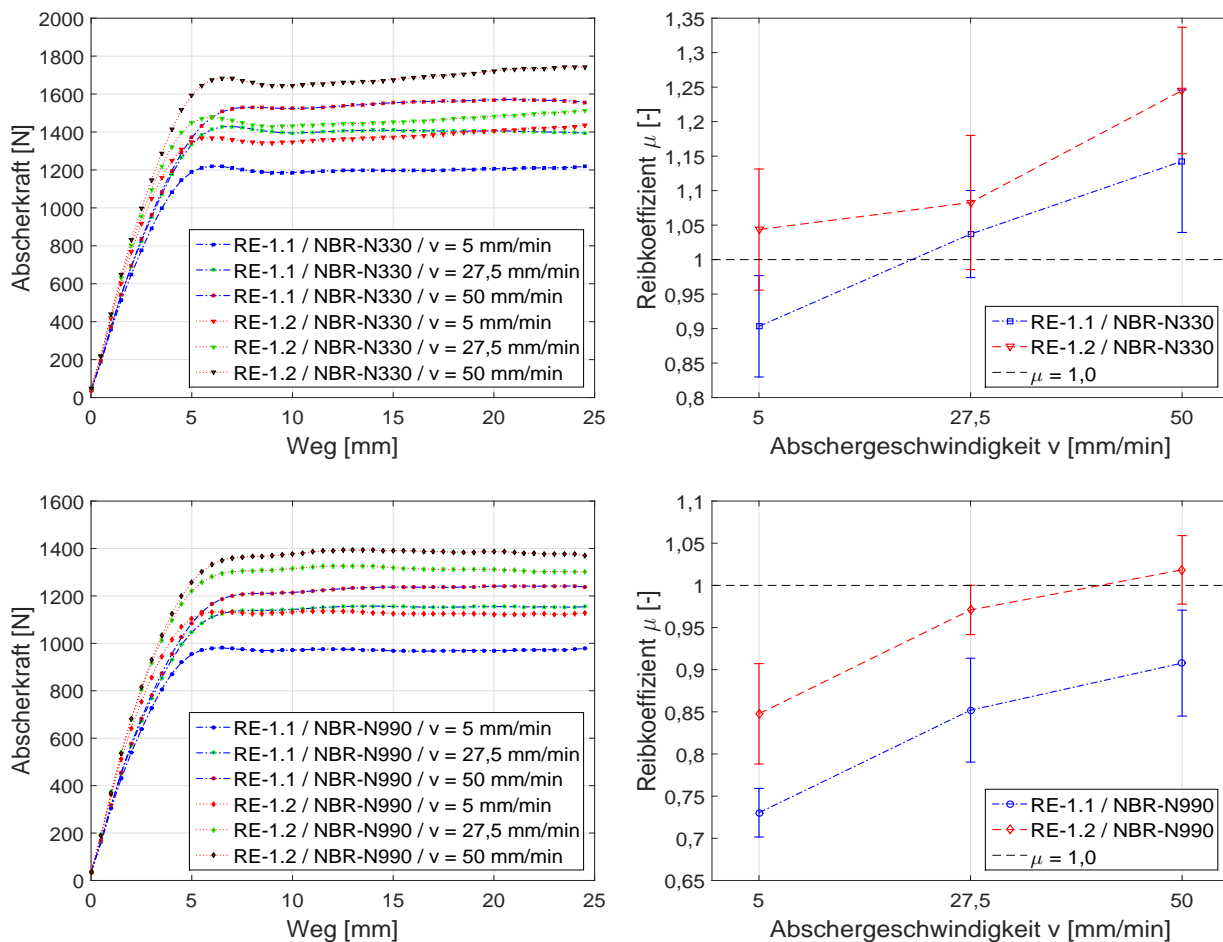


Abbildung F.5.: Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 15)

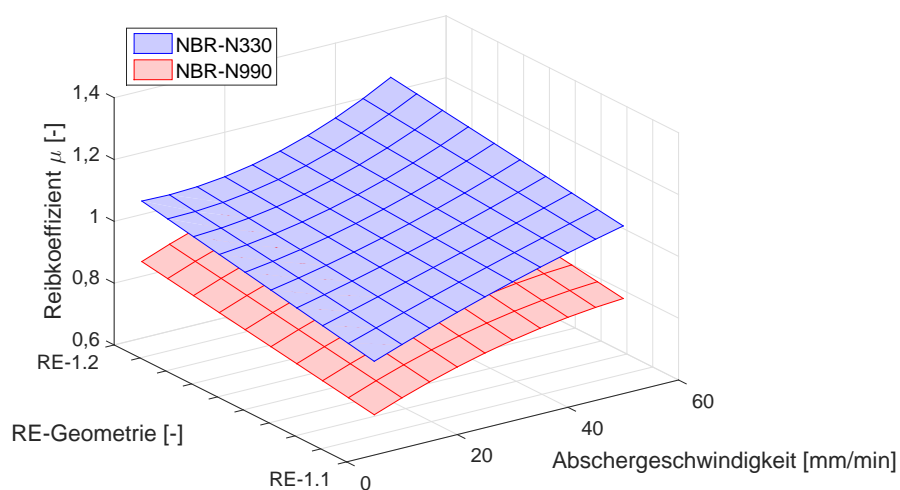


Abbildung F.6.: Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.1, RE-1.2, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 15)

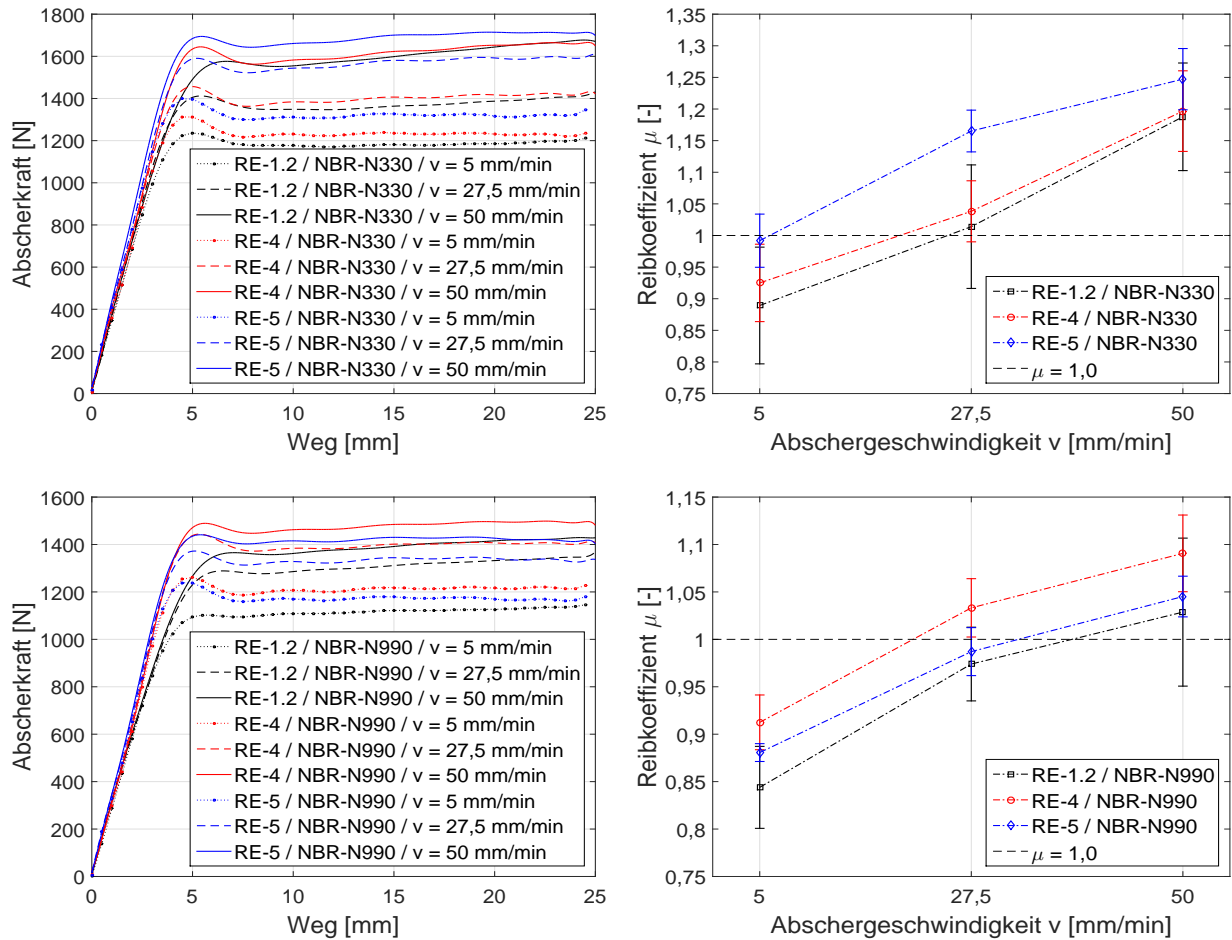


Abbildung F.7.: Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N330) und passiven (N990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 8)

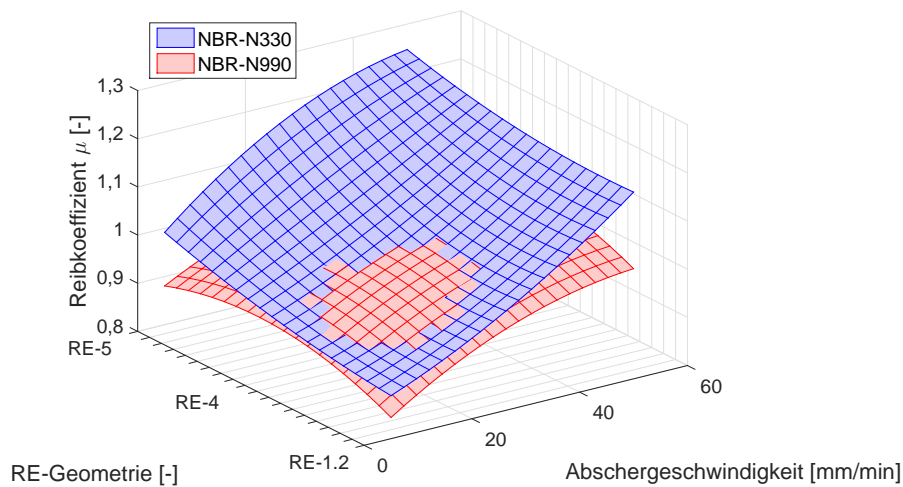


Abbildung F.8.: Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N330) und passiven (N990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 8)

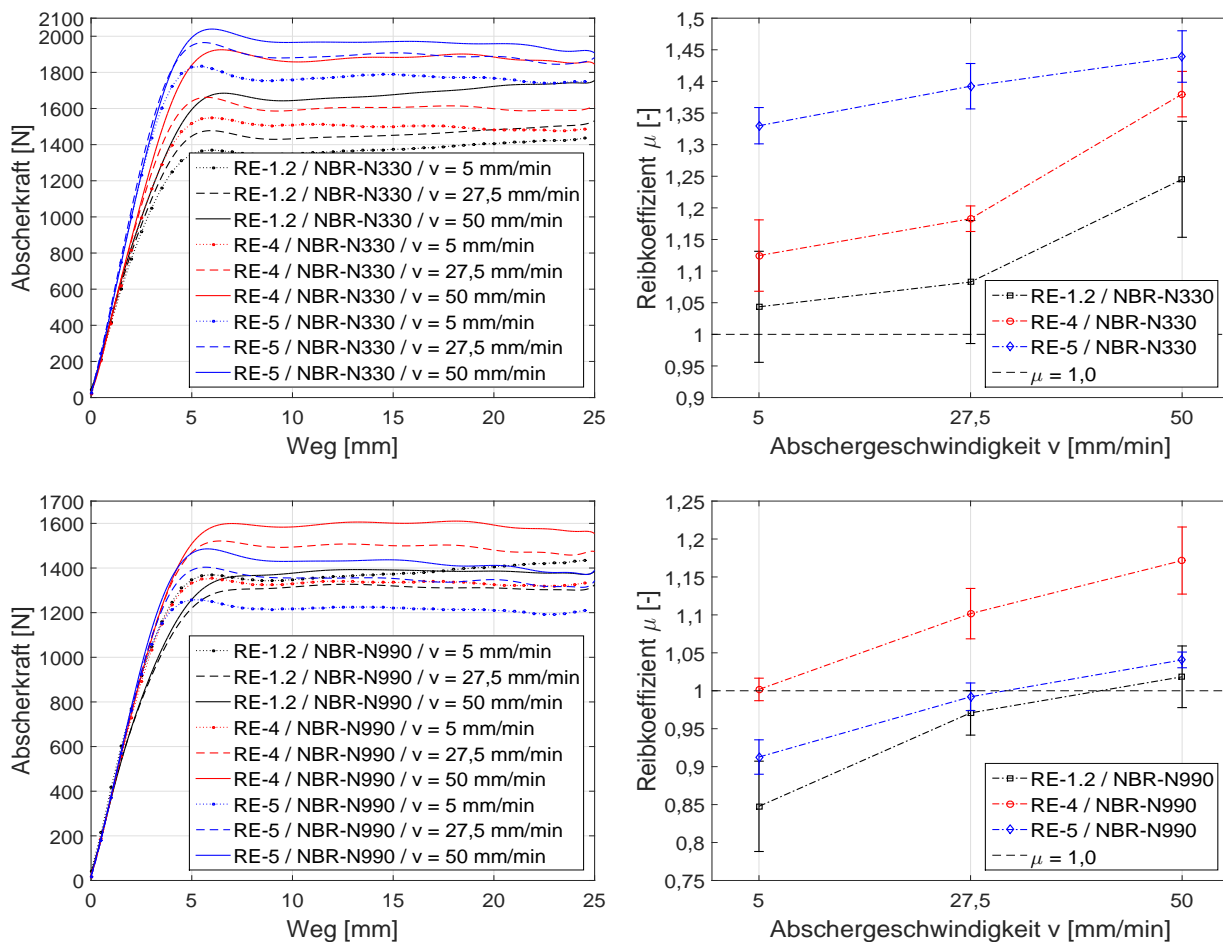


Abbildung F.9.: Kraftkurven und Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 15)

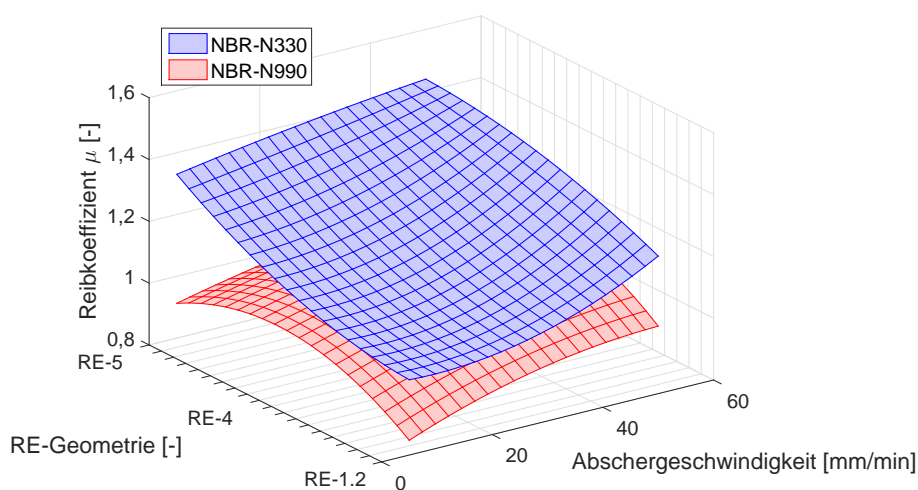


Abbildung F.10.: Reibkoeffizient μ eines mit einem aktiven (N 330) und passiven (N 990) Ruß gefüllten NBR (RE-1.2, RE-4, RE-5, $T = 30^\circ\text{C}$, Probekörper 15)