

**Reibung von Elastomeren auf rauen Oberflächen
und Beschreibung von Nassbremseigenschaften
von PKW-Reifen**

Dissertation
zur Erlangung des Doktorgrades
der Naturwissenschaften (Dr. rer. nat.)
der Fakultät Physik
der Universität Regensburg

vorgelegt von
Ernst Joachim Schramm
aus Freiburg i. Br.

Regensburg und Hannover 2002

Die vorliegende Arbeit wurde 1997 bis 2001 am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie e.V. in Hannover und am Institut für Experimentelle und Angewandte Physik in Regensburg unter der Leitung von Herrn Prof. Dr. D. Göritz angefertigt.

Teilergebnisse dieser Arbeit sind als Erfindung am 1. Juni 2001 beim Deutschen Patent- und Markenamt zum Patent eingereicht unter der Bezeichnung: "Verfahren und Vorrichtung zur Beurteilung von Straßenbelägen".

Die ABS-Nassbremsversuche wurden von der Continental AG, Abteilung Fahrversuch, durchgeführt. Die Reifenversuche im Innentrommelprüfstand wurden vom Institut für Maschinenkonstruktionslehre und Kraftfahrzeugbau der Universität Karlsruhe (TH) durchgeführt.

Promotionsgesuch eingereicht am:	19. März 2002
Tag des Kolloquiums:	1. Juli 2002

Prüfungsausschuss:

Vorsitzender:	Prof. Dr. V. Braun
Erstgutachter:	Prof. Dr. D. Göritz
Zweitgutachter:	Prof. Dr. A. Penzkofer
weiterer Prüfer:	Prof. Dr. C. Back

Man sieht nur mit dem Herzen gut. Das Wesentliche ist für die Augen unsichtbar.

Antoine de Saint-Exupéry

Abstract

J. Schramm:

Reibung von Elastomeren auf rauen Oberflächen und Beschreibung von Nassbremseigenschaften von PKW-Reifen

Die Arbeit beschäftigt sich mit der Untersuchung der Gleitreibung von Elastomeren auf rauen Oberflächen im Hinblick auf den Anwendungsfall von PKW-Reifen beim Bremsen auf nasser Fahrbahn unter ABS-Bedingungen. Anders als bei rein elastoplastischen Reibpartnern ergeben sich bei den viskoelastischen Elastomeren komplexe Kontaktbedingungen, die durch die mechanisch-dynamischen Moduln, Gleitgeschwindigkeit und Temperatur beeinflusst werden. Die seit langem bekannten geschwindigkeitsabhängigen Reibwertkurven zeigen ein oberflächen- und elastomerabhängiges Maximum, dessen Ursache in der Literatur unterschiedlich interpretiert wird (Adhäsions- oder Hysteresereibung). Der hier gewählte Ansatz besteht in dem Versuch einer quantitativen Beschreibung mit einem aktuellen Konzept zur Hysteresereibung. Besonderes Augenmerk liegt auf dem Einfluss der geometrischen Oberflächenrauigkeit auf den Reibwert.

In einem Laborexperiment werden mit einer rheologisch einfachen Elastomermischung geschwindigkeitsabhängige Reibwertkurven auf zwei Silizium-Karbid-Oberflächen mit verschiedenen Körnungen sowie einer geglätteten Stahloberfläche erhalten. Als Lubrikanten werden Wasser und Paraffinöle verschiedener Viskosität verwendet. Die Theorie der Hysteresereibung erlaubt erstmalig eine explizite Berechnung der Reibwerte auf den rauen, benetzten Oberflächen unter Berücksichtigung von sowohl mechanisch-dynamischen Materialeigenschaften als auch der Oberflächenrauigkeit. Der Modul bei hohen Anregungsfrequenzen wird dafür aus mechanisch-dynamischen Messungen mit dem Masterverfahren erhalten. Die Modellierung der Kontaktbedingungen ergibt Voraussagen zu Eindringtiefe und Kontaktfläche. Die Theorie der Hysteresereibung liefert für die Geschwindigkeitsabhängigkeit und Rauigkeitsabhängigkeit eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment.

Die im Straßentests von Reifen im Nassbremsen unter ABS-Bedingungen erreichten Bremswege werden maßgeblich von den Reibvorgängen im Kontaktbereich bestimmt. Die Bestimmung des Bremsweges bei 3 Temperaturen auf 4 verschiedenen Straßenoberflächen werden vorgestellt. Im Vergleich zum Laborversuch müssen hier komplexere Bedingungen berücksichtigt werden. Die Messung der Oberflächenrauigkeit erfolgt mit einem Laser- und einem Nadelmesssystemen auf unterschiedlichen Längenskalen. Die Oberflächencharakterisierung mit Hilfe der Höhendifferenzkorrelation ergibt einfache und aussagekräftige Deskriptoren, die den Rauigkeitseinfluss auf den Reibwert bei unterschiedlichen Reibexperimenten beschreiben können.

Abstract

J. Schramm:

Friction of Elastomers on Rough Surfaces and Description of Wet Braking Performance of Passenger Car Tires

This work is dealing with the investigation of sliding friction of elastomers on rough surfaces with regard to the application of passenger car tires braking on wet surfaces under ABS conditions. Other than with pure elastoplastic friction partners, with viscoelastic elastomers complex contact conditions appear which are influenced by the mechanical-dynamical moduli, sliding velocity and temperature. Since a long time known velocity dependent friction curves show a surface- and elastomer dependent maximum the reason for which is suggested diversely in literature (adhesion or hysteresis friction). The here chosen attempt consists of a quantitative description with a nowadays concept of hysteresis friction. Special attention lies on the influence of the geometrical surface roughness to the friction coefficient.

In a laboratory experiment, velocity dependent friction curves are obtained on two silicon-carbide surfaces with different granulation and on a smoothed steel surface. Water and paraffine oils with different viscosity are used as lubricants. The theory of hysteresis friction allows for an explicit calculation of friction coefficients on rough wetted surfaces considering the mechanical-dynamical material properties and the surface roughness. The modulus at high excitation frequencies is obtained by mechanical-dynamical measurements and the master technique. Modelling of contact conditions provides predictions for the penetration depth and the contact area. The theory of hysteresis friction gives good agreement with experiment concerning the velocity dependence and the roughness dependence.

The braking distances obtained in outdoor wet braking tire tests under ABS conditions are mainly influenced of friction processes in the contact area. The determination of the braking distances at 3 temperatures on 4 different street surfaces are presented. In comparison to laboratory tests, there are more complex conditions to be considered. The measurement of the surface roughness is made with a laser system and a needle system on different length scales. The surface characterization by means of the height difference correlation results in simple and meaningful descriptors which can describe the influence of roughness on the friction coefficient for different friction experiments.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Physikalische Grundlagen der Gummireibung	4
2.1 Gummi und seine viskoelastischen Materialeigenschaften	4
2.1.1 Der Werkstoff Gummi	4
2.1.2 Der mechanisch-dynamische Modul	6
2.1.3 Das viskoelastische Spektrum	7
2.2 Experimentelle Untersuchungen und Modellvorstellungen zur Gummireibung	9
2.2.1 Aufteilung in Adhäsions- und Hystereseanteil	9
2.2.2 Geschwindigkeitsabhängige Reibkurven auf unterschiedlichen Oberflächen.....	12
2.2.3 Aktuelle Arbeiten zur Reibphysik	16
2.3 Nassbremsen mit PKW-Reifen	19
2.3.1 Relativgeschwindigkeit zwischen Reifen und Fahrbahn	20
2.3.2 Kontaktfläche	22
2.3.3 Empirische Vorhersage der Reifeneigenschaften	23
3 Modellierung der Hysteresereibung	25
3.1 Modelle der Hysteresereibung auf rauen, selbstaffinen Oberflächen	25
3.2 Charakterisierung der Oberflächenrauigkeit	27
3.2.1 Selbstaffine Oberflächen	27
3.2.2 Leistungsdichtespektrum, Autokorrelation und Höhendifferenzkorrelation	28
3.3 Formulierung der Kontaktbedingungen	31
3.4 Hysteresereibung auf rauen Oberflächen	32
3.5 Kopplungswellenlängen	34
4 Experimentelle Untersuchungsmethoden zum Reibverhalten von Elastomeren	35
4.1 Mechanisch-dynamische Eigenschaften der Elastomere	35
4.1.1 Rheometrics Dynamical Analyser	35
4.2 Erfassung der Oberflächenrauigkeit	36
4.2.1 Oberflächenkenngrößen von Straßenoberflächen	36
4.2.2 Laserabstandssensor	38
4.2.3 Mechanisches Tastschnittgerät	40
4.2.4 Vergleich der Messverfahren	41
4.3 Die Reibrad-Apparatur	42
4.4 Nassbremseigenschaften von PKW-Reifen	43
4.4.1 Bremsversuche	43
4.4.2 Gleitbedingungen bei ABS-Bremsungen	45
4.4.3 Fahrbahnrauigkeit	47
4.4.4 Reifentemperatur	47
4.5 Reifenversuche am Innentrommelprüfstand	47

5 Laborexperimente zu grundlegenden Phänomenen der Reibphysik	50
5.1 Charakterisierung des verwendeten Elastomers	50
5.1.1 Probenherstellung	50
5.1.2 Frequenzabhängige mechanische Moduln.....	51
5.2 Rauheit der Reiboberfläche	53
5.3 Reibversuche am Reibrad	55
5.3.1 Wahl der Versuchsbedingungen	55
5.3.2 Ergebnisse und Interpretation der Versuche.....	56
5.4 Berechnung der Hysteresereibung.....	60
5.4.1 Berechnung der Eindringtiefe.....	61
5.4.2 Berechnung der Hysteresereibkurven.....	62
6 Reifenversuche auf der Straße und im Innentrommelprüfstand	66
6.1 ABS-Nassbremsversuche und Innentrommel-Messungen	66
6.1.1 Laufflächenmischungen der Versuchsreifen	66
6.1.2 ABS-Nassbremsversuche auf der Straße	67
6.1.3 Reifenversuche in der Innentrommel.....	70
6.2 Charakterisierung der Laufflächenmischungen	73
6.2.1 Mechanisch-dynamische Charakterisierung.....	73
6.2.2 Darstellung in der Frequenzdomäne.....	75
6.2.3 Bewertung der mechanisch-dynamischen Charakterisierung.....	75
6.3 Methodenentwicklung zur Rauheitsmessung	77
6.4 Charakterisierung der Fahrbahnoberflächen.....	80
6.4.1 Höhenverteilungen.....	80
6.4.2 Höhendifferenzkorrelationen	81
6.4.3 Oberflächendesriptoren.....	85
6.5 Berechnung der Hysteresereibung.....	85
6.5.1 Berechnung von Eindringtiefe und Kontaktbedingungen	86
6.5.2 Berechnung der Hysteresereibkurven.....	89
7 Diskussion	91
7.1 Zur Interpretation der Straßentests	91
7.2 Zum Einfluss der Rauigkeit auf den Reibwert.....	92
8 Zusammenfassung und Ausblick	95
9 Anhang	98
9.1 Berechnung der fraktalen Dimension	98
9.2 Reibwerte aus den Bremsversuchen	100
9.3 Mechanisch-dynamische Materialkennwerte	101
10 Literatur	105

1 Einleitung und Zielsetzung

Reibungsphänomene gehören zu den ältesten Problemen der Physik und zweifellos auch zu den wichtigsten der Praxis [8][16]. Sie spielen bei vielen Transport- und Schwingungsproblemen eine Rolle, wobei die Größe der Reibung selbst in den meisten Fällen als möglichst klein gefordert wird. Bei einem sich drehenden Wagenrad zum Beispiel ist es ein wichtiges Ziel, die in den Lagern und zwischen Rad und Untergrund auftretende Reibung zu minimieren. In anderen Fällen, z.B. wenn ein Auto vor einem Hindernis rechtzeitig zum Stehen kommen muss, werden hohe Reibwerte zwischen Reifen und Straße gewünscht. Um gezielt Reifenmaterialien entwickeln zu können, mit denen auch auf nassen Straßen kurze Bremswege erreicht werden, besteht in der Reifenindustrie ein essentielles Interesse daran, über eine Methode zur Einschätzung des Nassrutschverhaltens einer Reifenmischung zu verfügen. Für die physikalische Beschreibung von bremsenden Autoreifen ist es nötig, die Reibphänomene des gleitenden Kontaktes zwischen Reifengummi und Straßenoberfläche zu kennen und zu quantifizieren. Hier aber zeigt sich, wie bei vielen anderen Phänomenen auch, die Sonderstellung, die der Werkstoff Gummi wegen seiner viskoelastischen Eigenschaften einnimmt [53][54].

Es müssen die örtlich und zeitlich variierenden Kontaktbedingungen zwischen den Oberflächen genauso berücksichtigt werden wie die Möglichkeiten zur internen Energiedissipation im Reifengummi. Durch das temperatur-, amplituden- und frequenzabhängige, nichtlineare Materialverhalten des Elastomers ergeben sich schwer vorauszusagende Kontaktbedingungen. Eine Möglichkeit, die Deformation des Elastomers zu beschreiben, bietet die Anwendung des Greenwood-Williamson-Kontaktmodells auf gleitende Elastomere [29]. Der Einsatz eines Lubrikanten zwischen den Kontaktflächen verändert die Reibeigenschaften drastisch. Dies zeigt sich bereits an den deutlich längeren Bremswegen, die sich ergeben, wenn ein Fahrzeug auf nasser Straße statt auf trockener eine Vollbremsung macht. Zusätzlich zur Bremswegverlängerung verstärkt der Flüssigkeitsfilm den Einfluss anderer Parameter (Laufflächenmischung, Profilgestaltung, Fahrbahnoberfläche) [4]. Durch die Trennschicht ist der direkte Kontakt verhindert und die Adhäsion dadurch zumindest eingeschränkt. Eine wichtige, offene Frage ist die Größe des verbleibenden direkten Kontaktes, der im Modellversuch von der Grenzflächenspannung des Lubrikanten abhängt.

Die Gummireibung auf rauen Oberflächen wird allgemein als aus einem Adhäsionsanteil und einem Hystereseeanteil zusammengesetzt betrachtet [45][53]: Der Prozess der Bildung und des Wiederaufbrechens von adhäsiven Verbindungen an den Kontaktstellen resultiert in einem Beitrag zum Reibwert, der als Adhäsionsreibung bezeichnet wird. Der Beitrag der Hysteresereibung entsteht durch die Energiedissipation infolge zyklischer Deformationen des viskoelastischen Elastomers durch die Rauigkeiten des Untergrundes. Im technisch interessierenden Fall kann der Reibpartner des Elastomers als unendlich hart betrachtet werden. Als wesentliche Materialeigenschaft des Elastomers ist demnach das viskoelastische Verhalten kennzeichnend: Für den Reibpartner die Rauigkeit der Oberfläche und für den Lubrikanten die Viskosität sowie die Oberflächenspannung. Außerdem spielen die Umgebungsgrößen wie Gleitgeschwindigkeit, Druck und Temperatur eine wichtige Rolle für die Reibkraft. Ein kritischer Einflussfaktor ist die wahre Kontaktfläche zwischen Elastomer und Reibpartner, die sich experimentell nur sehr schwierig erfassen lässt. Wegen der nichtlinearen, temperatur- und frequenzabhängigen mechanischen Eigenschaften des Elastomers stellt sich je nach den Randbedingungen ein unterschiedliches Kontaktprofil ein. Insbesondere ist bislang ungeklärt, wie hoch der Anteil der Stellen ist, die trotz benetzter Oberfläche einen direkten Kontakt zwischen Elastomer und Oberfläche darstellen. Dies ist besonders für die Aufteilung der Reibkraft in Hysteresereibkraft und Adhäsionsreibkraft interessant.

Obwohl eine Vielzahl von experimentellen Untersuchungen mit verschiedenen Elastomermischungen, Reiboberflächen und Lubrikanten bekannt ist (siehe z.B. [3][26][65][67]), blieb eine allgemeine Beschreibung der Elastomerreibung, die sowohl den Einfluss der Oberflächenrauigkeit als auch die Temperaturabhängigkeit beschreiben kann, bisher aus. Besondere Schwierigkeiten machen die experimentell sehr schwer zugänglichen tatsächlichen Kontaktbedingungen. Als ungeklärt kann auch die Größe der für die Reibung tatsächlich maßgeblichen Rauigkeiten gelten. Mit einer neuen Theorie der Hysteresereibung wurde von Heinrich und Klüppel erstmals der Hystereseeanteil der Elastomerreibung auf selbstaffinen Oberflächen mit einem theoretischen Modell beschrieben, das die viskoelastischen Materialeigenschaften sowie die Oberflächenrauigkeit berücksichtigt und zusätzlich Voraussagen über die Kontaktbedingungen macht [29][31][41].

Zielsetzung dieser Arbeit

Einen wichtigen Schwerpunkt dieser Arbeit bildet die Umsetzung und Bewertung der von Heinrich und Klüppel vorgestellten Reibtheorie der Hysteresereibung auf selbstaffinen Ober-

flächen anhand ausgewählter Entscheidungs-Experimente. Zu diesem Zweck werden die in der theoretischen Beschreibung getroffenen Annahmen und Abschätzungen auf ihre Stichhaltigkeit geprüft, indem untersucht wird, ob sie bei Einsetzen experimentell gewonnener Messgrößen sinnvolle Aussagen liefern. Damit werden Schlussfolgerungen und Prognosen für physikalische Vorgänge und Bedingungen aufgestellt und begründet.

Es ist für die Beschreibung der Reibkraft wichtig, die mechanisch-dynamischen Kenngrößen, also den Speicher- und den Verlustmodul, in den maßgeblichen Frequenzbereichen zu kennen. Hier entsteht eine experimentelle Schwierigkeit, da es mit gegenwärtigen Messmethoden nur möglich ist, einen begrenzten Ausschnitt des Frequenzspektrums zu erfassen. Die Methoden, mit Masterverfahren oder der WLF-Transformation über das Frequenz-Temperatur-Superpositionsprinzip auch die fehlenden Frequenzbereiche zu erfassen, funktionieren streng genommen nur bei einfachen Systemen und stoßen bei den interessierenden komplexen Systemen an Grenzen, da diese aus gefüllten Blends bestehen, deren Komponenten eine unterschiedliche Glastemperatur aufweisen [17]. Ein wesentlicher Teil der Arbeit ist deshalb Untersuchungen gewidmet, die die mechanisch-dynamische Charakterisierung der Elastomere bei hohen Frequenzen zum Ziel haben.

Als Hintergrund und Motivation dient eine Versuchsreihe, die eine Untersuchung der Reibseigenschaften von PKW-Reifen auf nasser Strasse sowie eine umfassende Charakterisierung der Mischungen mit Labormethoden beinhaltet. Dieses Messprogramm ermöglicht es, die Labormethoden im Hinblick auf eine unmittelbare Vorhersage zu überprüfen, und bildet die Basis für die Rückführung der Reibseigenschaften auf die Viskoelastizität. Die Elastomereigenschaften der Mischungen werden über unterschiedliche Rezepturen variiert; als Reibpartner werden verschiedene Straßenbeläge verwendet. Um eine aussagekräftige Beschreibung der Oberflächen zu erhalten, werden die Oberflächenrauigkeiten auf verschiedenen Längenskalen erfasst. Ziel der Untersuchungen ist es dann, durch Vergleich von Mischungen, Reiboberflächen und mechanischen Prüfgrößen prinzipielle Aussagen über die Einflussgrößen zu erhalten, welche die Reibseigenschaften der Elastomere unter den vorgegebenen Bedingungen bestimmen.

2 Physikalische Grundlagen der Gummireibung

In diesem Kapitel wird zunächst Gummi als Werkstoff mit viskoelastischen Eigenschaften vorgestellt und damit die Grundlage zur Materialbeschreibung geliefert. Danach wird ein Überblick über Reibungsphänomene von Elastomeren unter unterschiedlichen Bedingungen gegeben, wobei besonders der Einfluss der Oberflächenrauigkeit und Lubrikanten dargestellt wird. In dieser Arbeit steht der Anwendungsfall eines bremsenden PKW-Reifens im Vordergrund. Den Abschluss bildet deshalb der Versuch, die Kontakt- und Reibungsbedingungen zu beschreiben, die beim Bremsen mit PKW-Reifen auf nassen Straßen vorherrschen.

2.1 Gummi und seine viskoelastischen Materialeigenschaften

2.1.1 Der Werkstoff Gummi

Elastomere sind polymere, vernetzte Werkstoffe, die durch ihre viskoelastischen Materialeigenschaften charakterisiert sind [48][55]. Sie sind weder als Festkörper noch als Flüssigkeiten einzuordnen, sondern besitzen Merkmale beider Materialklassen: Sie können sich einerseits wie ein elastisches Material wie z.B. Stahl und andererseits wie ein viskoses Material wie z.B. Öl verhalten. Bei niedrigen Temperaturen sind Elastomere glasartig hart, erweichen ab einer charakteristischen Temperatur (Glastemperatur) und zeigen bis zur Zersetzungstemperatur selbst bei hohen Temperaturen nur eine geringe plastische Verformbarkeit. Oberhalb der Glastemperatur zeichnen sie sich dadurch aus, dass sie sich auf ein Vielfaches (typischerweise bis zu 300-500%) ihrer Abmessungen elastisch deformieren lassen, wobei ihr Volumen nahezu konstant bleibt, und nach Entlastung ihre ursprüngliche Form fast vollständig wieder annehmen. Mit wachsendem Vernetzungsgrad steigt die Glastemperatur und damit ändert sich das Erscheinungsbild bei den üblichen Umgebungstemperaturen: Liegt die Glastemperatur deutlich über der normalen Umgebungstemperatur, spricht man von „Thermoplasten“, da diese dann durch Erhitzen vom elastischen Glaszustand in den plastischen Zustand überführbar sind. Vernetzte Kautschuke werden im Deutschen auch als Gummi bezeichnet; im Englischen wird sowohl das Rohpolymer als auch das vernetzte Polymer als „rubber“ bezeichnet. Die beiden Ausdrücke „Elastomer“ und „Gummi“ werden in dieser Arbeit synonym verwendet, wobei im ersten Ausdruck das mechanische Verhalten und im zweiten das Material in den Vordergrund gestellt werden soll.

Der Ausgangsstoff für die Herstellung von Gummi ist der Kautschuk, also unvernetztes Polymer [52]. Die Makromoleküle des Kautschuks können sich relativ unabhängig voneinander gegeneinander bewegen, wobei dadurch nur eine geringe Rückstellkraft erzeugt wird. Die Polymerketten werden in ihrer Bewegung nur durch physikalische Behinderungen, d.h. lösbare oder eingefangene Verschlaufungen gehemmt. Eine permanente Verformung, also plastisches Fließen, tritt dann auf, wenn die Polymerketten dauerhaft belastet werden. Bei der Vulkanisation findet eine chemische Umwandlung statt, die den Kautschuk in den gummielastischen Zustand überführt. Dabei werden die Makromoleküle durch chemische Bindungen an einzelnen Stellen gegeneinander fixiert und so zu den physikalischen die chemischen Behinderungen hinzugefügt. Die zusätzlichen Behinderungen bewirken, dass das mechanische Erscheinungsbild sich von den viskosen zu den elastischen Eigenschaften hin verlagert. Das gebräuchlichste Vulkanisierverfahren ist die Schwefelvernetzung; dabei bilden sich Schwefelbrücken aus mehreren Schwefelatomen zwischen den Kettenmolekülen des Kautschuks. Eine weitere Möglichkeit besteht in der Vernetzung mit Peroxiden. Diese bewirken im Unterschied zur Schwefelvernetzung eine direkte Verbindung der Kettenmoleküle an den Netzknoten.

Durch Beimengen von bestimmten Füllstoffen zur Mischung wird eine erhebliche Verbesserung der Verarbeitungseigenschaften und eine Verstärkung der mechanischen Eigenschaften des Vulkanisates bewirkt. Besonders die sogenannten aktiven Füllstoffe bestimmen das dynamische Verhalten der Vulkanisate maßgeblich. Die technisch wichtigsten Gruppen von Füllstoffen bilden die Ruße sowie die Kieselsäure-Füllstoffe (Silica). Die Füllstoffpartikel bilden Aggregate, die im Vulkanisat ein Füllstoffnetzwerk ausbilden und so zur Steifigkeit beitragen können. Einen weiteren Mechanismus zur mechanischen Verstärkung des Elastomers bildet die Anbindung des Polymers an die Füllstoffoberfläche. Diese erfolgt bei Rußen direkt, benötigt jedoch bei Silica einen Vermittler (Silane). Deshalb ist die Partikeloberfläche ein wichtiges Charakteristikum für Füllstoffe [71].

Wird ein gefülltes Elastomer wiederholt bis zu einer vorgegebenen Amplitude deformiert, zeigt sich schon bei dem zweiten Zyklus ein deutlicher Abfall der Rückstellkraft. Dieser Effekt wird als Mullins-Effekt (Spannungserweichung, Schädigung) bezeichnet und wird mit dem Brechen des Füllstoffnetzwerkes erklärt [42][70]. Bei dynamischer Belastung ist die Rückstellkraft außer von der Frequenz deutlich von der Deformationsamplitude abhängig; dieser Effekt wird als Payne-Effekt bezeichnet [19][40][43][51][57].

2.1.2 Der mechanisch-dynamische Modul

Die mechanisch-dynamischen Eigenschaften eines linear viskoelastischen Elastomers werden allgemein über das Materialverhalten bei Anlegen einer kleinen sinusförmigen Spannung oder Deformation beschrieben. Die Antwort des Materials besteht dann wieder aus einer sinusförmigen Spannung oder Deformation, die jedoch mit einer bestimmten Phasenverschiebung gegenüber dem angelegten Signal auftritt. Die Scherung einer Probe zwischen zwei planparallelen Platten wird durch die Scherdeformation γ beschrieben, die als Verhältnis der Auslenkung l zur Probenhöhe h definiert ist. Die Scherspannung σ ist als Kraft pro Angriffsfläche A definiert (vgl. Abb. 2.1). Bei einer angelegten Scherung

$$\gamma^*(t) = \gamma_0 e^{i\omega t} \quad (1)$$

ergibt sich so eine Spannung

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 e^{i(\omega t + \delta)} \quad (2)$$

wobei γ_0 und σ_0 die Amplituden sind, ω die Kreisfrequenz der Anregung und δ die Phasenverschiebung zwischen Scherung und Spannung. Mit der Definition des komplexen Schermoduls G^* als

$$G^* = \frac{\sigma^*}{\gamma^*} \quad (3)$$

mit

$$G^* = G' + iG'' = \frac{\sigma_0}{\gamma_0} e^{i\delta} \quad ; \quad G' = \frac{\sigma_0}{\gamma_0} \cos(\delta) \quad ; \quad G'' = \frac{\sigma_0}{\gamma_0} \sin(\delta) \quad (4)$$

lässt sich der Realteil der Scherspannung in den Elastizitätsmodul G' und den Viskositätsmodul G'' aufteilen:

$$\sigma'(t) = \gamma_0 (G'(\omega) \sin(\omega t) + G''(\omega) \cos(\omega t)) \quad (5)$$

Der Elastizitätsmodul G' ist ein Maß für die elastisch gespeicherte Energie, die innerhalb eines Deformationszyklusses wiedergewonnen wird. Der Viskositätsmodul G'' ist ein Maß für die als Wärme dissipierte Energie. Das Verhältnis beider Größen wird auch als Verlusttangens bezeichnet:

$$\tan(\delta) = \frac{G''}{G'} \quad (6)$$

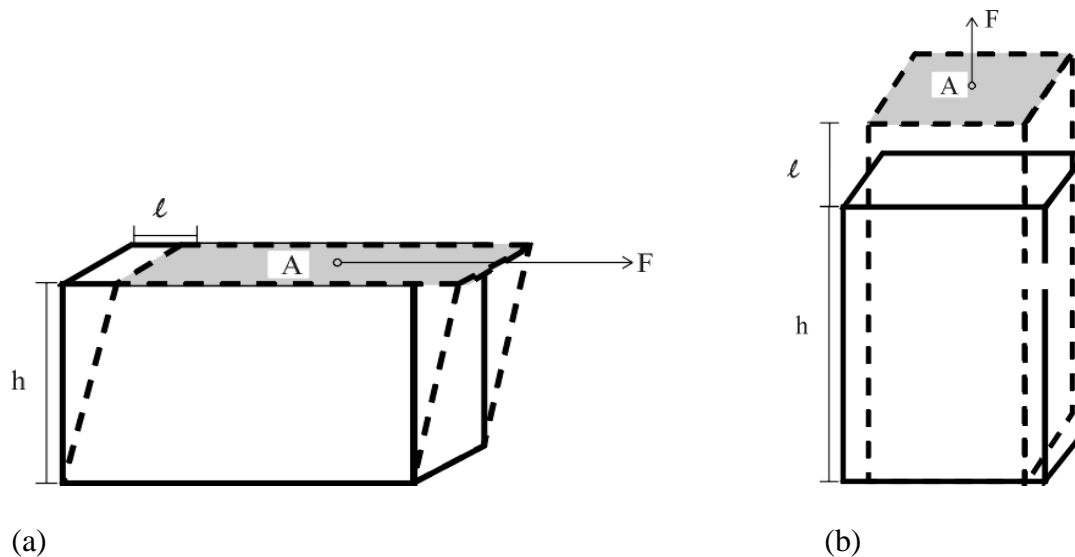


Abb. 2.1: Die Deformation eines Quaders erzeugt (a) durch die Scherung $\gamma = l / h$ die Scherspannung $\sigma = F / A$ und (b) durch die Dehnung $\epsilon = l / h$ die Zugspannung $\sigma = F / A$

Analog zu der Definition des Schermoduls G^* in Gl. (4) erfolgt die Definition des Moduls in anderen Deformationszuständen: Bei uniaxialer Dehnung wird der mechanisch-dynamische Modul E^* über die Dehnung ϵ festgelegt; die Dehnung ϵ ist dabei als Verhältnis von Auslenkung l zur Ausgangshöhe h definiert (s. Abb. 2.1). Für das Verhältnis der Moduln kann näherungsweise $E^* \leq 3 G^*$ angenommen werden [14].

2.1.3 Das viskoelastische Spektrum

Das Abkühlen unter die Glastemperatur macht sich in einem stufenartigen Anstieg im dynamischen Modul bemerkbar. Diese Stufe findet man in der frequenzabhängigen Darstellung des dynamischen Moduls wieder. Diese Versteifung des Elastomers ist deshalb von Bedeutung für die Reibvorgänge, weil hier Frequenzen beteiligt sind, die eine Anregung in der Nähe des Glasübergangsbereiches bewirken.

Das dynamische Verhalten erklärt sich durch Relaxationsprozesse im Elastomer und hier insbesondere durch die Relaxationszeiten der Polymerketten. Die Kettenbeweglichkeit wird durch chemischen Netzknotenpunkte und physikalischen Behinderungen eingeschränkt. Zudem steht für koordinierte Bewegungen nur ein beschränktes Volumen zur Verfügung ("freies Volumen"), das mit der Temperatur ansteigt. Eine Temperaturänderung ist äquivalent zu einer Verschiebung auf der Zeit- bzw. Frequenzachse. Damit lässt sich das viskoelastische Verhalten über weite Zeit- bzw. Frequenzbereiche aus Experimenten zu verschiedenen

Temperaturen zusammensetzen. Dies wird auch als Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip bezeichnet [48].

Die Verschiebungen erfolgen entlang der logarithmischen Frequenzachse und werden durch die temperaturabhängige Verschiebungsfaktoren a_T beschrieben, die die originalen Frequenzwerte durch Multiplikation auf die Masterkurve transformieren. Die an diese Weise erstellten Kurven werden als Masterkurven bezeichnet. Mit dieser Methode ist eine Ausdehnung des apparativ begrenzten Frequenzbereichs um mehrere Dekaden möglich.

Für einen Temperaturbereich bis zu 100K oberhalb der Glasstemperatur findet die Williams-Landel-Ferry-(WLF)-Gleichung Anwendung [14][17][79]:

$$\log(a_T) = \frac{-c_1(T - T_{\text{ref}})}{c_2 + (T - T_{\text{ref}})} \quad (7)$$

Die WLF-Gleichung lässt sich dazu nutzen, die mittels Verschiebung erhaltene Masterkurve auf Konsistenz zu prüfen. Mittels der materialspezifischen Konstanten c_1 und c_2 werden die Verschiebungsfaktoren a_T mit der Differenz der Temperatur T bei Messung zur gewählten Referenztemperatur T_{ref} in Beziehung gesetzt. Ferry gibt sogenannte universelle Werte an von $c_1=17,44$ und $c_2=51,6$, wenn als Referenztemperatur die Glasstemperatur gewählt wird. Diese Werte stellen für eine große Anzahl von Polymeren eine gute Näherung dar.

Die jeweiligen Verschiebungsfaktoren sind von der Differenz der Referenztemperatur zur Glasstemperatur und damit vom Polymertyp abhängig. Die Anwendung der Konstanten verliert deshalb ihre Gültigkeit bei Blends mit Polymeren unterschiedlicher Glasstemperatur. Bei Zugabe von Füllstoffen ist zusätzlich zu der "horizontalen" Verschiebung auf der Frequenzachse eine "vertikale" Verschiebung auf der Modulachse zu berücksichtigen.

Die Mechanik von Polymeren wird in der Literatur ausführlich behandelt ([1][7][14][17][72][75]).

2.2 Experimentelle Untersuchungen und Modellvorstellungen zur Gummireibung

Die ersten Reibgesetze wurden bereits um 1500 von Leonardo da Vinci formuliert. Diesen klassischen Reibgesetzen zufolge ist die Reibkraft zwischen zwei Reibpartnern proportional zur Gewichtskraft und hängt weder von der Kontaktfläche noch von der Gleitgeschwindigkeit ab. Coulomb erkannte 1785, dass die Haftreibung größer als die Gleitreibung ist (vgl. [3]). Eine von der Geschwindigkeit unabhängige Reibkraft wird heute noch Coulombsche Reibung genannt.

Der Reibkoeffizient wurde von Euler eingeführt:

$$\mu = \frac{F_R}{F_N} \quad (8)$$

Dadurch wird die parallel zur Reibfläche wirkende Reibkraft F_R auf die Normalkraft F_N bezogen. Diese Definition ist praktisch bei einer Proportionalität zwischen der Reibkraft und der Normalkraft, wie sie in vielen Fällen auch vorliegt. Für viskoelastische Materialien liegen die Dinge anders und die klassischen Reibgesetze verlieren ihre Gültigkeit: Der Reibkoeffizient zeigt eine deutliche, oft nichtlineare Abhängigkeit von der Normalkraft, der Geschwindigkeit und der wahren Kontaktfläche.

2.2.1 Aufteilung in Adhäsions- und Hysteresanteil

Für die Ermittlung der Gleitreibung wird ein Körper – hier das Elastomer – über eine feste, raue Unterlage mit einer konstanten Geschwindigkeit bewegt. Im Unterschied dazu wird für die Ermittlung der Haftreibung die maximale Kraft gemessen, die noch keine Relativbewegung hervorruft. In beiden Fällen wird der Körper mit einer konstanten Kraft auf die Unterlage gepresst. Die Reibkräfte werden allgemein auf verschiedene Ursachen zurückgeführt [53]. Die beiden wichtigsten Beiträge sind die Adhäsion zwischen Reibkörper und Reiboberfläche sowie die Deformation des Elastomers, die zur Hysteresereibkraft führt:

$$F_R = F_{\text{Adh.}} + F_{\text{Hyst.}} \quad (9)$$

Die Hysteresereibkraft wird auch als Deformationsreibkraft bezeichnet. Abb. 2.6 illustriert die Aufteilung der Gesamtreibkraft F_R in die Einzelbeiträge $F_{\text{Adh.}}$ und $F_{\text{Hyst.}}$.

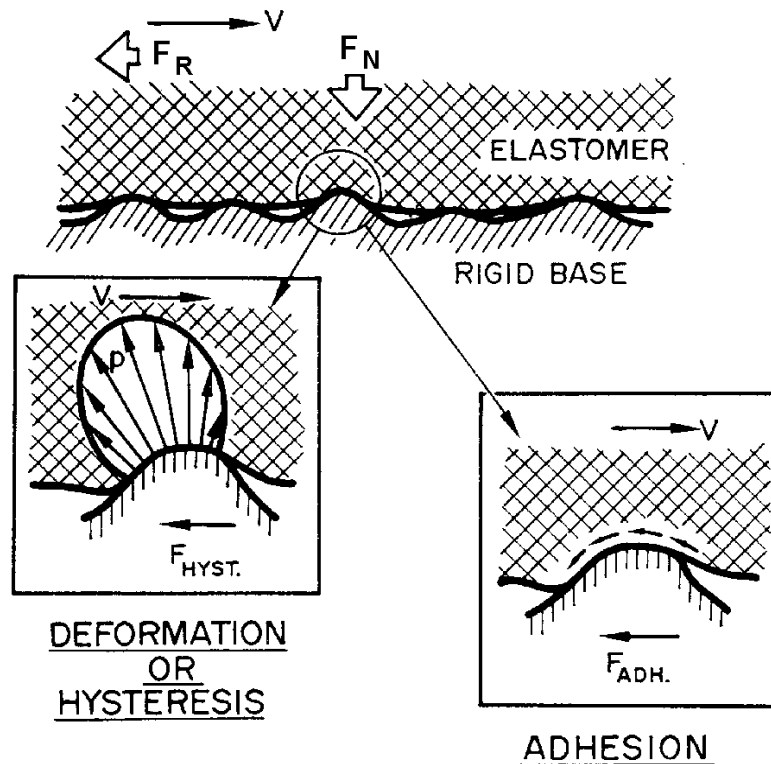


Abb. 2.2: Aufteilung der Reibkräfte eines gleitenden Gummielementes über eine raue Oberfläche in Adhäsions- und Hysterese-Komponente (aus [53])

Der Adhäsionsanteil kann auf einen stationären statistischen Prozess der Bildung und des Wiederaufbrechens von adhäsiven Verbindungen zwischen dem Polymer und dem festen Untergrund zurückgeführt werden (s. Abb. 2.3). Die Verbindungen brechen durch eine erhöhte Spannung wieder auf, was durch thermische Effekte begünstigt wird. Die wahre, nicht von Lubrikanten bedeckte Kontaktfläche ist für die Stärke der Adhäsionsreibung wichtig.

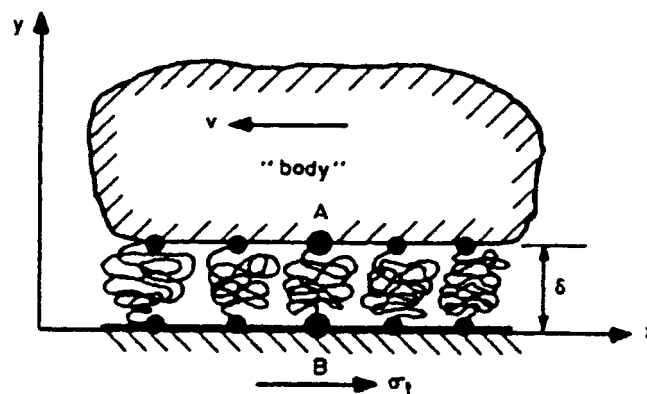


Abb. 2.3: Prinzipskizze zur Adhäsionsreibung auf glatten Oberflächen: Die verbindende Kette ist in dem Punkt A dauerhaft und bei B zeitweilig fixiert (nach Leonov und Chernyak [6])

Ursache des Hystereseeanteils ist die Energiedissipation infolge der Deformationen des Elastomers durch die Rauigkeiten der Unterlage. Die Deformationen werden durch die Spannungen in der Kontaktfläche zwischen Elastomer und Unterlage hervorgerufen. Die Relaxation benötigt eine gewisse Zeit; mit steigender Gleitgeschwindigkeit steht diese immer weniger zur Verfügung und das Elastomer löst sich hinter einer Erhebung eher von der Oberfläche wieder ab (s. Abb. 2.4). Dieser Anteil ist offensichtlich davon abhängig, welche Frequenzen und Amplituden durch die Unterlage angeregt werden, die Eindringtiefe und die elastischen Kontaktbedingungen spielen also eine Rolle. Bei größerer Gleitgeschwindigkeit steigt wegen der höheren angeregten Frequenzen der elastische Modul und es ist zu erwarten, dass die Eindringtiefe sowie die wahre Kontaktfläche sinkt.

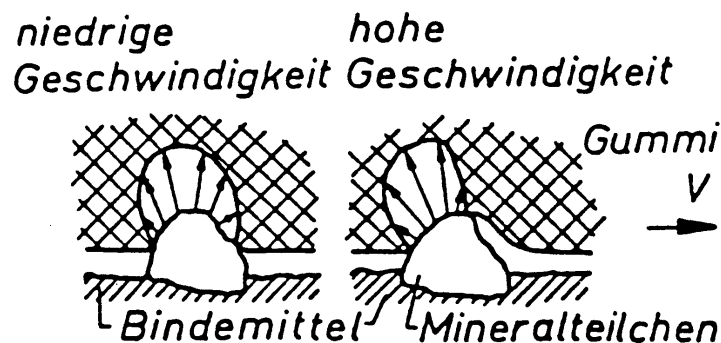


Abb. 2.4: Prinzipskizze zur Hysteresereibung auf rauhen Oberflächen: Bei größeren Geschwindigkeiten reicht die Zeit nicht zum Relaxieren hinter der Erhebung; außerdem wird die Druckverteilung asymmetrisch (nach Kummer [47])

Es sei erwähnt, dass beide Effekte eine Energiedissipation im Elastomer zur Folge haben und deshalb beide Effekte wesentlich durch mechanischen Moduln, insbesondere den Verlustmodul, bestimmt werden. Dabei sind jeweils charakteristische Frequenzbereiche maßgeblich. Weitere Beiträge zur Reibkraft können durch Energieverluste durch Abrieb und durch die Viskosität der Zwischenschicht zustande kommen.

Die Diskussion von Kummer unter der Überschrift „Adhesion – fact or fiction“ [43] macht deutlich, dass die Existenz und Bedeutung der Adhäsionsreibung, insbesondere auf nassen Oberflächen, 1968 durchaus nicht unumstritten war (siehe auch die Diskussion zu [27]). Sein experimenteller Aufbau besteht aus einer Metallkugel, die über eine glatte Gummioberfläche gleitet. Kummer nimmt den durch die Deformation verursachten Anteil der Reibung auf trockener Oberfläche unter Bedingungen auf, die eine Adhäsion ausschließen und erhält einen mit

der Temperatur fallenden Anteil reiner Hysteresereibung, der einem steigenden Adhäsionsanteil gegenübersteht (s. Abb. 2.5). Er kommt wie Roberts zu dem Schluss, dass es auch auf einer mit Wasser benetzten Oberfläche Adhäsionsreibung geben muss und dass es erst mit Phasenvermittler zu einem durchgehenden Flüssigkeitsfilm kommen kann, der die Adhäsionsreibung verhindert.

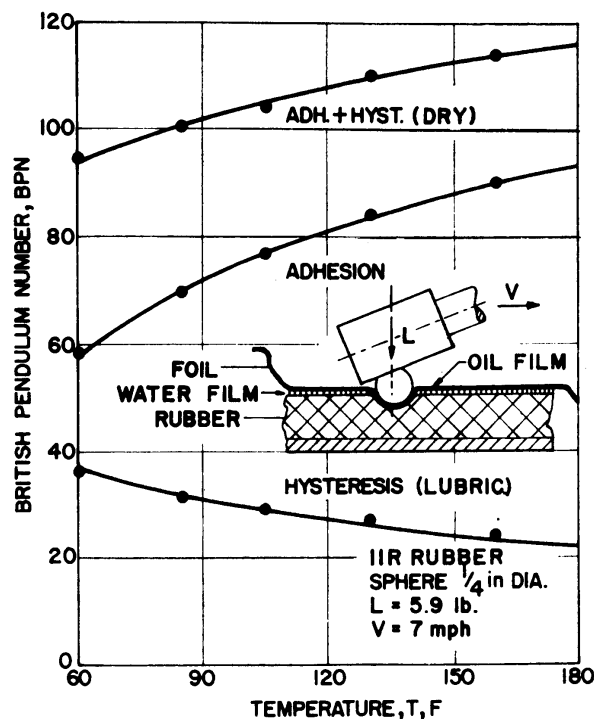


Abb. 2.5: Trennung der Adhäsions- und Hysteresekomponente mit der Folientechnik; die Messungen liegen im Bereich von 16°C bis 82°C bei 3 m/s [43]

2.2.2 Geschwindigkeitsabhängige Reibkurven auf unterschiedlichen Oberflächen

Aus den ausführlichen Untersuchungen von Grosch geht hervor, dass die geschwindigkeitsabhängigen Reibwert-Kurven prinzipiell mit einem Masterverfahren zu erhalten sind [25]. Man kann also die bei verschiedenen Temperaturen erhaltenen Reibwertkurven durch horizontales Verschieben auf der Geschwindigkeits-Achse zu einer durchgehenden Kurve ergänzen (vgl. Abb. 2.6). Die Verschiebungsfaktoren sind temperaturabhängig und gehorchen dabei in guter Übereinstimmung der WLF-Gleichung (7). Bei größeren Geschwindigkeiten wird in der Probe durch die Reibung selbst die Temperatur erhöht. Um die Temperatur über den gesamten verwendeten Geschwindigkeitsbereich ungefähr konstant zu halten, wurden die Versuche deshalb bei niedrigen Geschwindigkeiten durchgeführt.

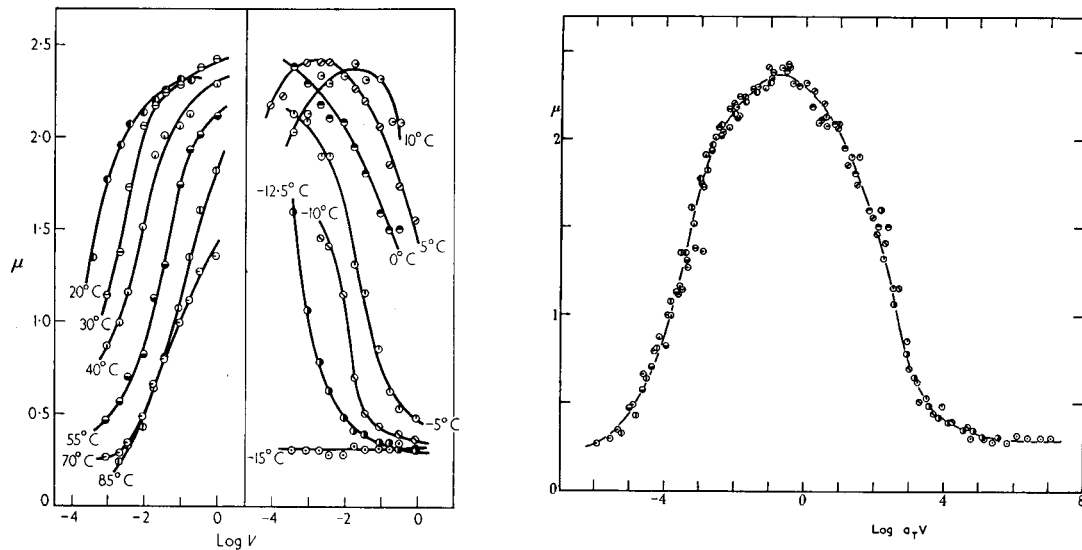


Abb. 2.6: Reibkoeffizient als Funktion der Gleitgeschwindigkeit bei verschiedenen Temperaturen von Acrylnitril-butadien (NBR) auf welligem Glas [25]

Die Oberflächenrauigkeit hat einen entscheidenden Einfluss auf Verlauf und Höhe des Reibwertes bei trockener Reibung. Auf sehr glatten Oberflächen wie poliertem Glas oder Stahl kann der Reibwert Werte von über 4 erreichen [26]; auf rauen Oberflächen wie Schleifpapier oder gesandstrahltem Glas erreicht der trocken gemessene Reibwert im Maximum Werte von typischerweise 2,5. In Abb. 2.7 sind beispielhaft die Reibwertkurven unter verschiedenen Bedingungen gegenübergestellt. Auf der glatten Oberfläche (poliertes Glas), auf der das Elastomer eine große, ebene Kontaktfläche herstellen kann, erhält man nur ein einziges Maximum, wogegen auf einer Oberfläche mit größerer Rauheit (Korund, Körnung 180), bei der das Elastomer stärker deformiert wird, ein deutliches Maximum bei höheren Geschwindigkeiten auftritt. Daneben ist in diesem Fall auch das Maximum der Reibwertkurve auf der glatten Oberfläche abgeschwächt zu erkennen. Da das Maximum auf rauher Oberfläche offensichtlich durch die größeren Deformationen hervorgerufen wird, wird es der Hysteresereibung zugeordnet, während es auf glatter Oberfläche als durch die Adhäsionsreibung verursacht angenommen wird [68]. Das wird dadurch erhärtet, dass das Maximum verschwindet, wenn der Oberflächenkontakt durch feines Magnesiumoxid-Pulver vermindert wird. Auch bei einer mit destilliertem Wasser benetzten Oberfläche ist der Adhäsionshügel noch zu erkennen; er vermindert sich aber, wenn die Oberflächenspannung des Wassers durch Zugabe eines Phasenvermittlers (Seife) reduziert wird.

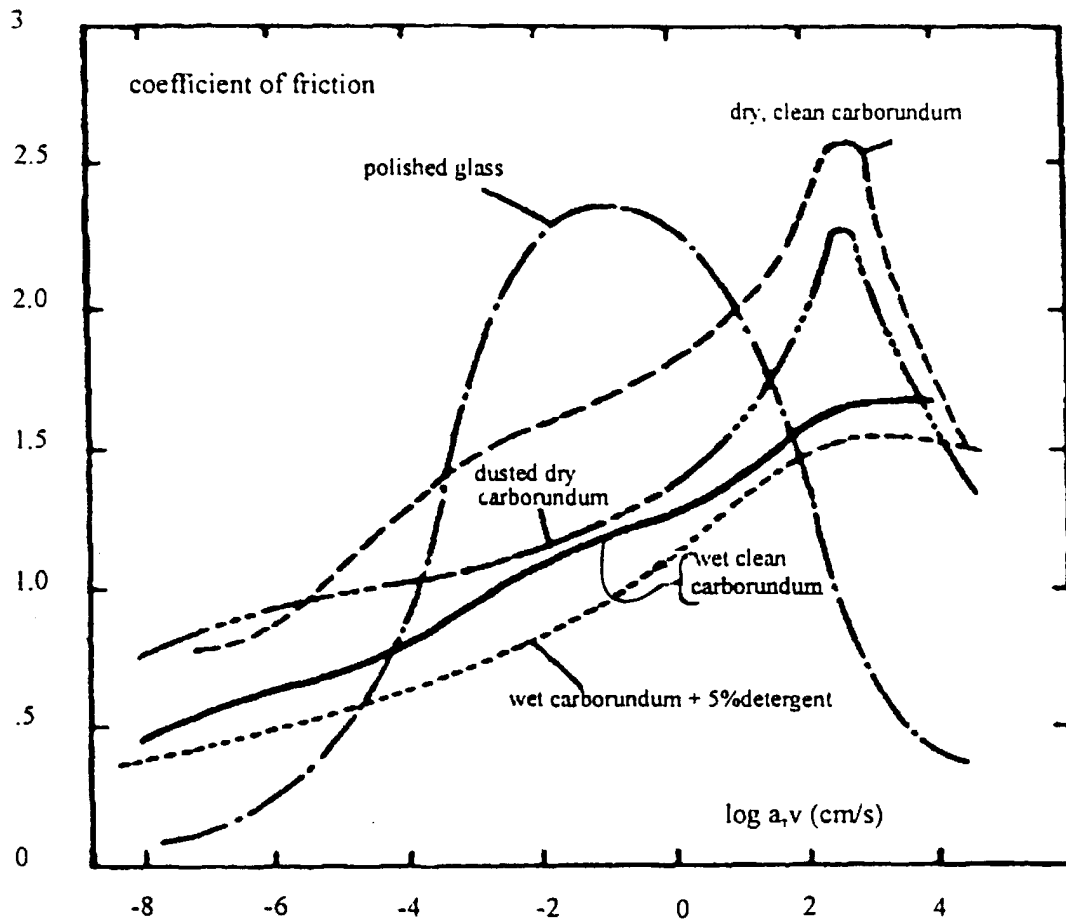


Abb. 2.7: Masterkurven einer NBR-Mischung auf einer Korund-Oberfläche (Körnung 180) mit unterschiedlichen Lubrikanten; zum Vergleich ist die Masterkurve auf poliertem Glas gegeben [68]

Dass mit destilliertem Wasser als Medium zwischen einer kleinen Gummikugel und einer glatten Oberfläche kein durchgehender Flüssigkeitsfilm hergestellt wird, sondern sich Kontaktbereiche ausbilden, wurde von Roberts gezeigt [66] (vgl. Abb. 2.8). Die Kontaktbereiche werden mit steigender Reibgeschwindigkeit kleiner und verschwinden bei Zugabe von Seife.

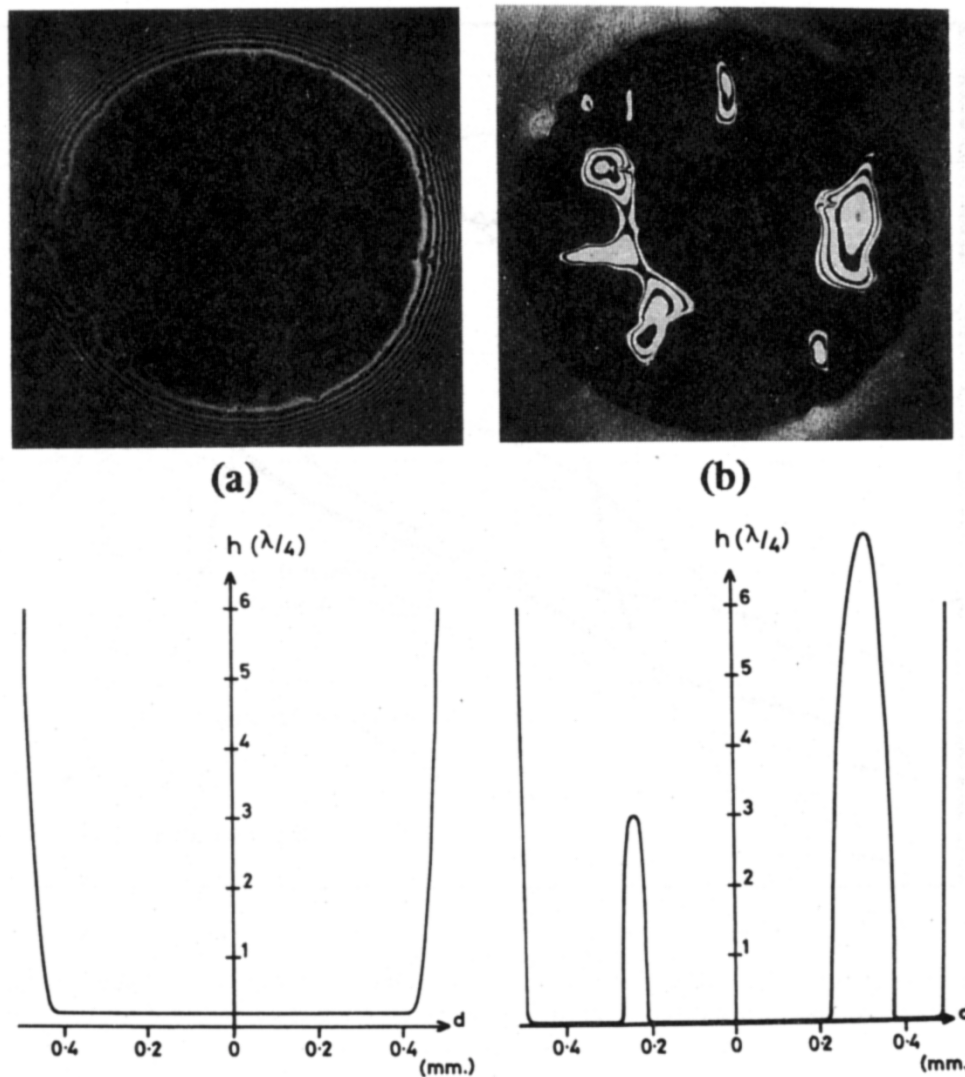


Abb. 2.8: Newtonsche Ringe zeigen die Topographie einer Gummi-Kugel im Kontakt mit einer Glasplatte an; (a) mit Seifenwasser; (b) mit destilliertem Wasser [66]

Ein wesentliches Argument dafür, dass die mechanisch-dynamischen Eigenschaften den Reibwert bestimmen, wird in Abb. 2.9 dargestellt. Hier sieht man, dass die Lage der Maxima der Reibwertkurven mit denen der Verlustmodulkurven korrespondieren. Nach den Untersuchungen von Grosch korreliert der Adhäsionspeak eher mit der Lage des Verlustmoduls E'' , während der Deformationspeak eher mit der Lage des Verlustwinkels $\tan\delta$ korrespondiert.

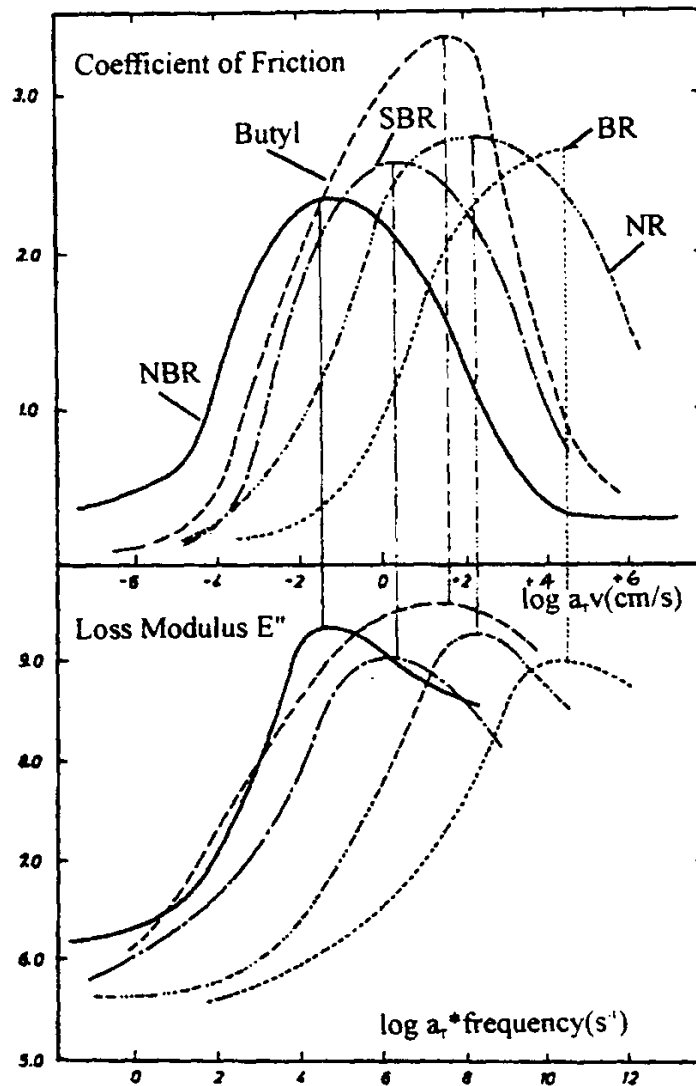


Abb. 2.9: Vergleich zwischen Reibungs-Masterkurven (oben) mit 5 verschiedenen Kautschuken auf trockenem Glas und die korrespondierenden Verlustmodulkurven (unten), erhalten mit einem Torsionspendel und transformiert auf $\log a_T f$ -Werte; Referenztemperatur 20°C [26]

2.2.3 Aktuelle Arbeiten zur Reibphysik

In jüngerer Zeit sind mehrere Arbeiten erschienen, die neue Sichtweisen auf die Prozesse im Kontaktbereich anbieten und Hoffnung auf ein tieferes Verständnis der Reibphänomene wecken. Die zugrundeliegenden Ideen werden im folgenden kurz dargestellt; die Modelle zur Hysteresereibung werden in Kap. 3.1 näher erläutert.

Viele Oberflächen in der Natur, Bruchmaterial und auch Straßenoberflächen können über einen weiten Bereich (von μm -Bereich bis in den mm -Bereich) als selbstaffin beschrieben werden, d.h. die Morphologie und die statistischen Eigenschaften ändern sich nicht, wenn die

Längenskala in jeder Richtung unterschiedlich geändert wird. Persson [58][59] geht davon aus, dass der Reibkoeffizient bei vollständigem Kontakt zwischen den Reibpartnern nur von dem Verhältnis der Amplitude zu einer Wellenlänge der Oberfläche abhängt. Da bekannt ist, dass ein hoher Reibwert beim Gleiten mit der Geschwindigkeit v über eine Oberfläche mit der vorherrschenden Länge λ genau dann vorliegt, wenn die Anregungszeit $\tau = \lambda/v$ ungefähr der charakteristischen Relaxationszeit τ^* des Polymers entspricht, führt er die Entstehung der Reibkraft auf die „innere Reibung“ im Elastomer, d.h. auf die Relaxationsvorgänge zurück. Dabei ist $1/\tau^*$ die Frequenz, bei der das Maximum im Verlustmodul E'' auftritt.

Er hebt außerdem hervor, dass die Rauigkeit auf vielen Längenskalen berücksichtigt werden muss. Der Reibwert durch Deformationsreibung hängt allein von dem Verhältnis h/λ von Wellenlänge λ und Amplitude h der Anregung ab; Oberflächenrauigkeit auf unterschiedlichen Längenskalen trägt also gleichermaßen zur Reibkraft bei, wenn das Verhältnis h/λ konstant ist. Die unterschiedlichen Beiträge zu $\mu(v)$ erscheinen allerdings bei unterschiedlichen Gleitgeschwindigkeiten, die durch $v/\lambda \approx 1/\tau$ bestimmt sind, d.h. Beiträge unterschiedlicher Wellenlängen zu $\mu(v)$ sind zueinander längs der v -Achse verschoben (vgl. Abb. 2.10). Insgesamt können die Überlegungen als

$$\mu = f\left(\frac{v\tau^*}{\lambda}; \frac{h}{\lambda}\right) \quad (10)$$

zusammengefasst werden.

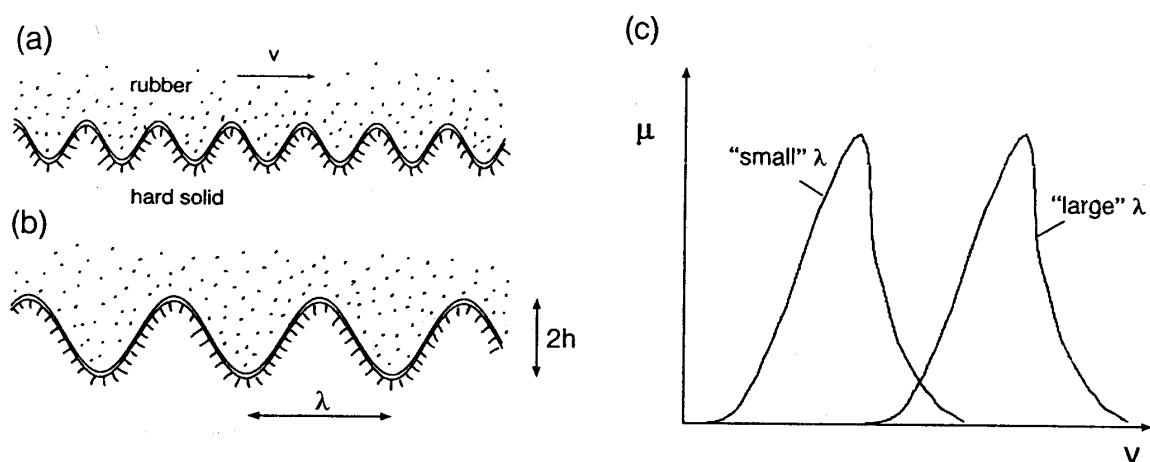


Abb. 2.10: Gummi auf einer harten Oberfläche. Die Größe des Beitrags zur Reibung von der internen Dämpfung im Gummi ist in (a) und in (b) dieselbe, da das Verhältnis von Amplitude und Wellenlänge der Welligkeit dasselbe ist. (c) zeigt die $\mu(v)$ -Kurven für das Rauigkeitsprofil aus (a) und (b) (schematisch) (aus [60]).

Im Falle von glatten Oberflächen postuliert Persson außerdem eine durch die Adhäsion induzierte Vergrößerung der Kontaktfläche bei trockener Reibung: Das Elastomer wird durch die Oberflächenspannung in Hohlräume hineingezogen, wenn die Summe aus der Änderung der Oberflächenenergie bei Kontakt und der durch den Anpressdruck erzeugten elastischen Energie die zum Ausfüllen des Hohlraumes benötigte elastische Energie erreicht. Dadurch wird die wahre Kontaktfläche im Vergleich zum rein elastischen Kontakt vergrößert. Die Kontaktbedingung impliziert ein Verhältnis von Höhe h und horizontaler Ausdehnung λ des Hohlraumes von $h/\lambda \approx (\Delta\gamma/GI)^{1/2}$, wobei $\Delta\gamma$ die Änderung der Oberflächenenergie und G der Schermodul des Elastomers bei der der Anregung entsprechenden Frequenz ν/λ ist. Unter einer bestimmten Hohlraumgröße werden Hohlräume nicht aufgefüllt, weil das Energiekriterium nicht erfüllt ist. Das gleiche gilt entsprechend über einer bestimmten Anregungsfrequenz. Da hierdurch das Anregungsspektrum auf kleinen Längenskalen vergrößert wird, lässt sich von einer „adhäsionsinduzierten Hysteresereibung“ sprechen. Für raue Oberflächen kommt Persson zu einem anderen Ergebnis (s. Kap. 3.1).

In der Arbeit von Rado [64] werden verschiedene Aspekte der Fahrbahntextur in Beziehung auf die Elastomerreibung betrachtet, um Reibwert-Schlupf-Kurven von Reifen auf Fahrbahnen zu beschreiben. Dafür stellt er ein phänomenologisches „logarithmisches Reibmodell“ vor. Rado legt besonderen Wert auf die Oberflächen-Beschreibung, entwickelt ein fraktales Textur-Modell und verwendet die spektrale Leistungsdichte und makroskopische Texturparameter. Er beschreibt den Reibkoeffizienten als Funktion der Geschwindigkeit, der Oberflächentextur und von Reifeneigenschaften und gibt eine Gleichung für die wahre Kontaktfläche an.

Gerspacher [82] stellt Reibwerte auf verschiedenen Oberflächen (Glas und Sandpapier) den mit Ultraschallabsorptionsmessungen erhaltenen viskoelastischen Elastomereigenschaften gegenüber. Er findet einen Zusammenhang mit dem Dämpfungskoeffizienten bei Raumtemperatur und einer Ultraschallfrequenz von 1 MHz. Es wird die Rolle des Füllgrades und Types des Füllstoffes und des Polymers untersucht. Die größten Unterschiede zwischen Mischungen mit verschiedenen Polymeren sind auf trockenen Oberflächen zu finden.

Die gegenwärtig verfügbaren Messverfahren der Oberflächenrauheit sowie der viskoelastischen Materialeigenschaften erlauben es, den Einfluss der Rauheit auch quantitativ zu erfassen und mit Hilfe der neuen Theorien auch die Materialantwort in eine Berechnung der Reibkraft mit einzubeziehen.

2.3 Nassbremsen mit PKW-Reifen

Ein Reifen ist ein komplexer Verbundkörper, der aus vielen Bauteilen mit spezifischen Funktionen und Eigenschaftsprofilen zusammengesetzt ist. Je nach Beanspruchung werden in den einzelnen Bauteilen unterschiedliche Kautschuke verwendet; in der Lauffläche der PKW-Reifen findet zumeist Styrol-Butadien-Kautschuk (SBR) Verwendung, aber auch Butadienkautschuk (BR) und Naturkautschuk (NR). Die Kopplung zwischen Reifen und Fahrbahn wird durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst, die das Fahrzeug, den Reifen und den Fahrbahnzustand betreffen (vgl. Abb. 2.11). Beim Reifen ist vor allem die Form (Reifenprofil) und das Material der Lauffläche ausschlaggebend, da dort beim Gleiten über die Fahrbahn Energie dissipiert wird. Eine Verbindung zu den grundlegenden physikalischen Konzepten wird dadurch möglich, dass die Einzelkomponenten die universellen Eigenschaften zeigen, die gefüllten Elastomeren zu eigen sind [75]. Um zu einer Vorhersage des Reibwertes zu gelangen, stellt sich zunächst die Frage nach den Randbedingungen im Kontaktbereich, insbesondere nach Gleitgeschwindigkeit und Kontaktfläche.

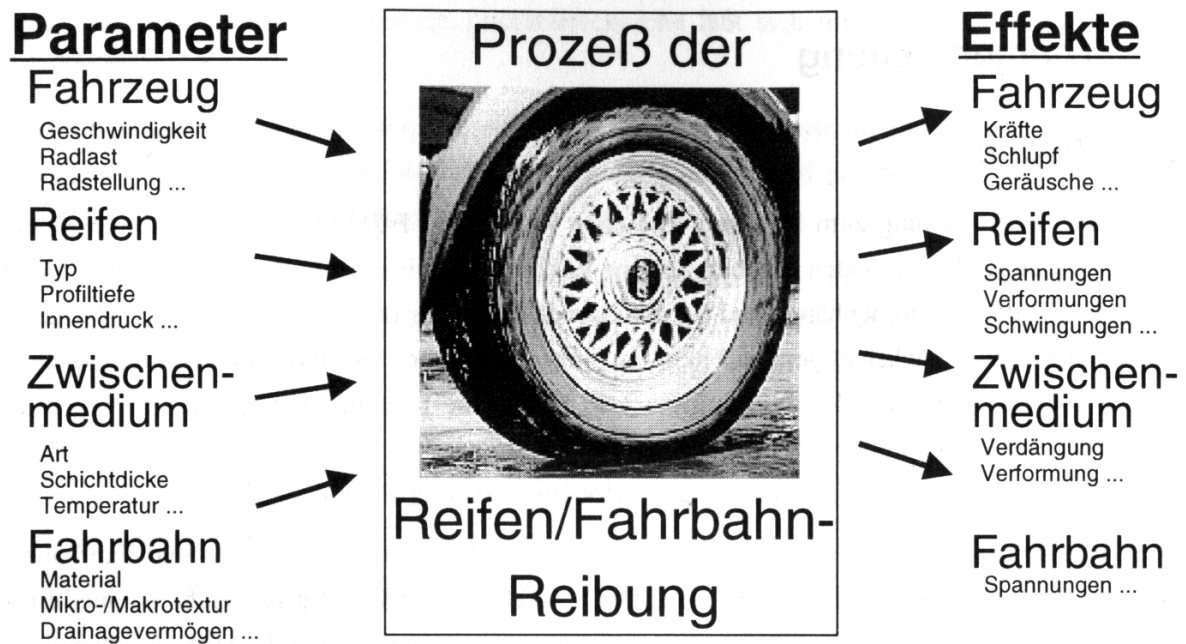


Abb. 2.11: Parameter und Effekte bei der Reifen-Fahrbahn-Reibung (nach [13])

2.3.1 Relativgeschwindigkeit zwischen Reifen und Fahrbahn

Die Relativbewegung zwischen dem auf der Straße aufliegenden Teil des Reifens und der Straßenoberfläche wird als Schlupf bezeichnet und tritt immer dann auf, wenn die Umfangsgeschwindigkeit des Rades von der Fahrgeschwindigkeit abweicht. Der Schlupf ist definiert als:

$$s = \frac{v_R - v}{v} \quad (11)$$

mit v : Fahrzeuggeschwindigkeit über Grund

v_R : Umfangsgeschwindigkeit des Rades; $v_R = \omega_R R_{\text{dyn}}$

R_{dyn} : dynamischer Raddurchmesser

Ein freirollendes Rad läuft demnach unter 0% Schlupf; beim Blockierbremsen wird zwangsweise ein 100% Schlupf vorgegeben. Die Abhängigkeit des Reibwertes vom Schlupf wird üblicherweise in sogenannten μ -Schlupf-Kurven dargestellt. In Abb. 2.12 sind typische μ -Schlupf-Kurven gezeigt, die auf unterschiedlichen Oberflächen erhalten wurden. Deutlich ist der Unterschied zwischen der trockenen und der nassen Fahrbahn zu sehen.

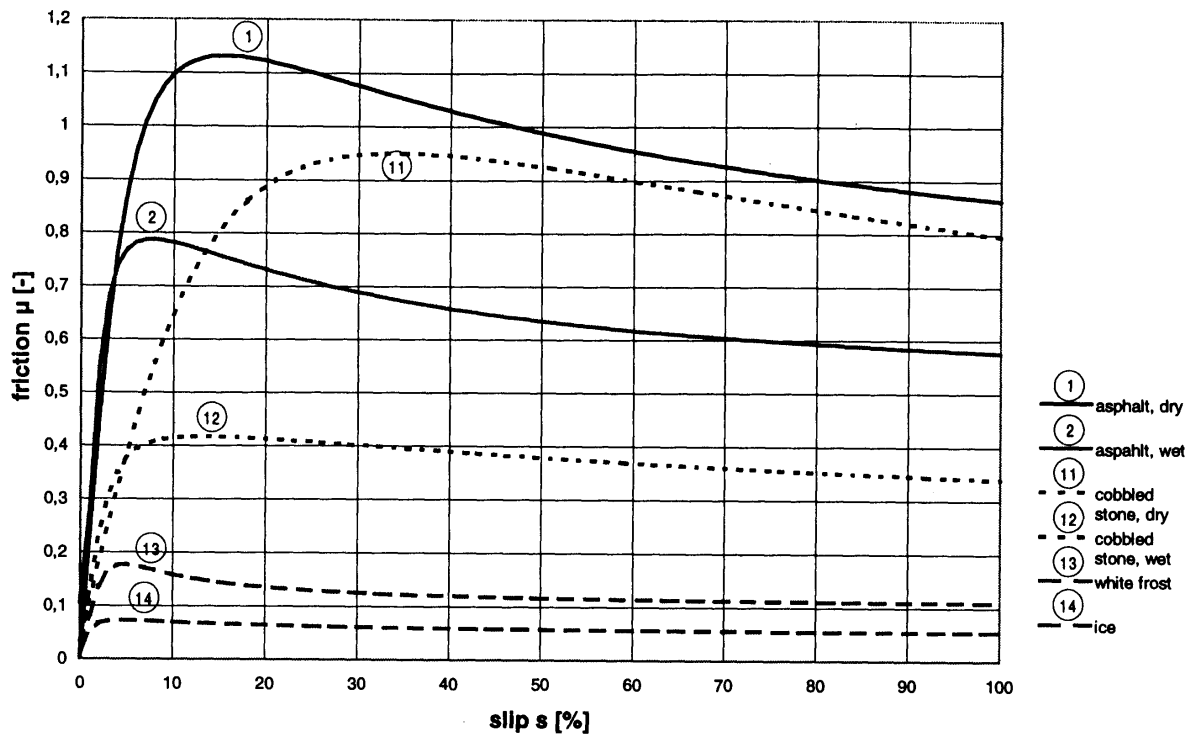


Abb. 2.12: Reibwert-Schlupf-Kurven eines Standardreifens auf unterschiedlichen Fahrbahnoberflächen. (1): trockener Asphalt; (2): nasser Asphalt; (11): trockenes Kopfsteinpflaster; (12): nasses Kopfsteinpflaster; (13): raue Eisoberfläche; (14): glatte Eisoberfläche nahe dem Gefrierpunkt [4]

Der Gesamtschlupf setzt sich aus einem Deformationsanteil und einem Gleitanteil zusammen. Der Deformationsanteil wird durch die Verformung der Profilelemente beim Durchlauf durch den Reifenlatsch hervorgerufen, die sich bei jeder Radumdrehung wiederholt (vgl. Abb. 2.13). Nur der Gleitanteil führt zu einem Gleiten des Reifens über die Fahrbahn. Bei geringem Gesamtschlupf überwiegt der Deformationsschlupf, bei vollständig blockiertem Rad tritt ausschließlich Gleitschlupf auf. Da eine höhere Profilklotzsteifigkeit einen geringeren Deformationsschlupf bewirkt, ist bei profillosen Reifen (Glattreifen) der Deformationsschlupf nur gering. Eine weitergehende Darstellung und Berechnung, die auf die Untersuchungen von Kummer und Meyer [46] zurückgeht, findet sich in [4].

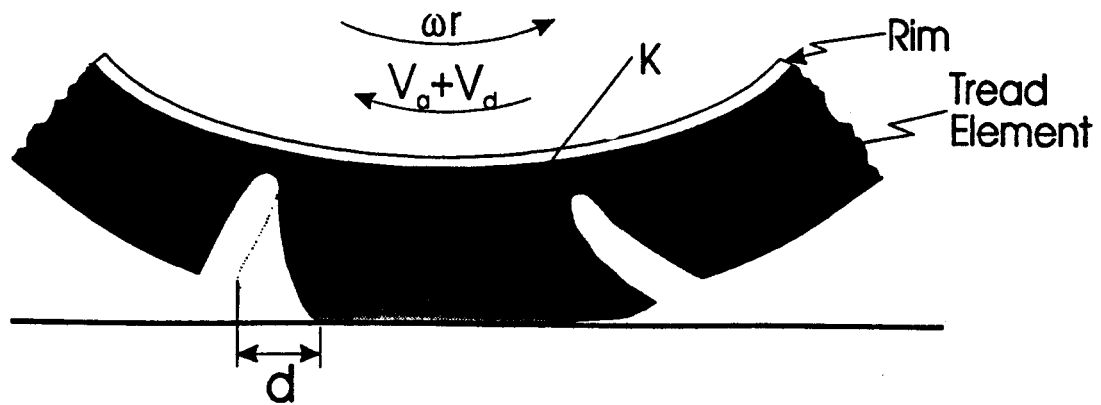


Abb. 2.13: Prinzipskizze zur Entstehung des Deformationsschlupfes

Die Steuerung der Bremskraft des PKWs durch das ABS-Bremssystem bewirkt, dass das Rad sich während des gesamten Bremsvorganges weiterdreht, allerdings mit pulsartig schwankendem Schlupf. Die ABS-Regelung stellt die Bremskraft so ein, dass in der Regel Werte um 10% Schlupf erreicht werden. Hier werden typischerweise die größten Reibwerte erzielt. Die Gleitgeschwindigkeit ist jedoch während des Bremsvorganges nicht konstant, da die ABS-Regelung pulsartig arbeitet und zusätzlich die Fahrzeuggeschwindigkeit während des Bremsvorganges abnimmt. In Kap. 4.3 werden Beispiele für den Schlupfgeschwindigkeitsverlauf angegeben.

2.3.2 Kontaktfläche

Ein PKW hat Kontakt mit der Straße lediglich mittels seiner vier Reifen, die auf einer Fläche von je ca. 200 cm² stehen. Über diese Fläche müssen die Bremskräfte übertragen werden, die den PKW zum Stehen bringen. Die tatsächliche Kontaktfläche ist jedoch noch deutlich kleiner: sie beträgt nur etwa 20% der scheinbaren Aufstandsfläche. Aus den Untersuchungen von Bachmann [4] und Eichhorn [13] mit Kontaktfolienabdrücken geht hervor, dass sich keine zusammenhängenden Flächen, sondern punktförmige Kontaktstellen bilden. Nur bei sehr glatten Fahrbahnbelägen sind die einzelnen Kontaktstellen nicht voneinander zu trennen. Die auf 42 verschiedenen vermessenen Oberflächen gemessenen tatsächlichen Kontaktflächen betragen zwischen 5 und 35% der scheinbaren Aufstandsfläche; der Mittelwert liegt bei 18%. Abb. 2.14 zeigt einen Kontaktabdruck einer auf Asphaltbeton liegenden, drucksensitiven Folie.

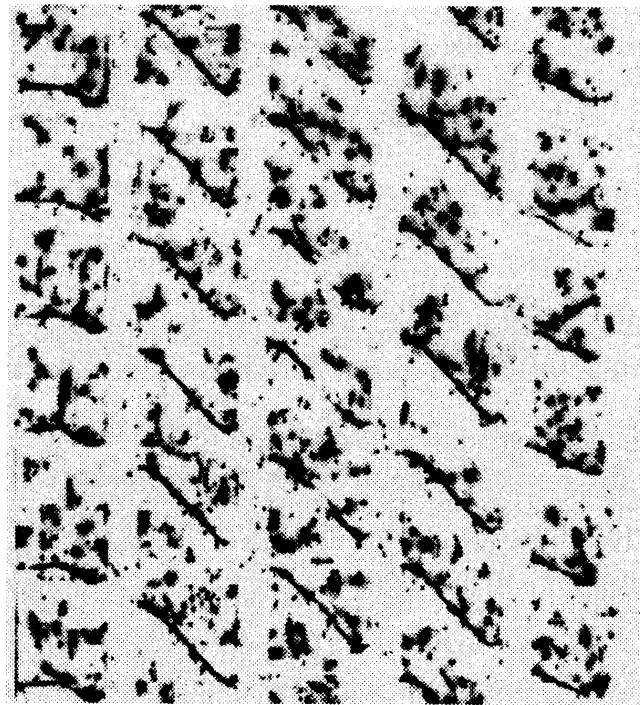


Abb. 2.14: Kontaktabdruck einer drucksensitiven Folie bei Überrollung eines Asphaltbetons der Körnung 0/11 mit 40 km/h (Fahrrichtung im Bild von unten nach oben) [4]

2.3.3 Empirische Vorhersage der Reifeneigenschaften

Die Anforderungen der Praxis lauten, Nassgriff, Rollwiderstand und Abriebsbeständigkeit nach Möglichkeit gleichzeitig zu optimieren. Empirisch hat sich die Zuordnung dieser Schlüsseigenschaften zu dem Wert des Verlustfaktors $\tan\delta$ etabliert. Dabei werden für Rollwiderstand und Nassgriff verschiedene Frequenzbereiche verantwortlich gemacht: Für die Rollreibung erhält man eine Abschätzung aus der Überlegung, dass die Radumdrehung eine periodische, pulsartige Deformation eines Profilelementes erzeugt. Der resultierenden Frequenzen liegen im Bereich von 1 bis 10^3 Hz [79][81]. Die Nassrutschfestigkeit wird auf die Polymerbeweglichkeit im Glasbereich zurückgeführt [28]. Der Hysteresereibung wird der Frequenzbereich von 10^3 bis 10^6 Hz zugeordnet, während die für die Adhäsionsreibung relevanten Frequenzen in einem Bereich von 10^6 bis 10^{10} Hz liegen sollen. Alternativ zu der Zuordnung zu Frequenzbereichen wird auch unter Anwendung des Frequenz-Temperatur-Äquivalenzprinzips die Zuordnung zu Temperaturbereichen angegeben (vgl. Abb. 2.15, [30][74][78]). Diese Faustregeln dienen allerdings nur ungenügend zur Prognose der tatsächlichen Eigenschaften.

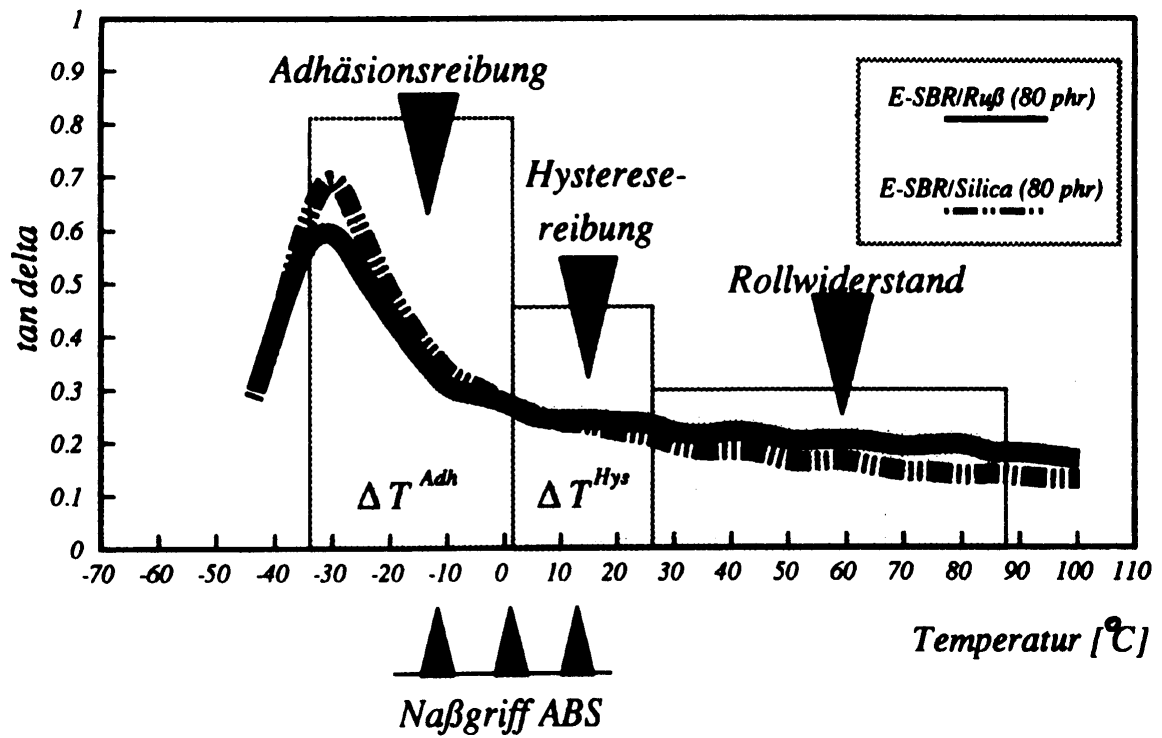


Abb. 2.15: Empirische Zuordnung des Verlusttangens zu Reifeneigenschaften. Verglichen wird eine Ruß- und eine Silica-gefüllte Emulsions-SBR-Mischung [30]

3 Modellierung der Hysteresereibung

Nachdem die Hysteresereibung in Kap. 2.2 skizziert wurde, werden in diesem Kapitel Ansätze zur Modellierung der Hysteresereibung vorgestellt. Für den Anwendungsfall der Reifenreibung sind die rauen Oberflächen interessant. Die gewählte und in dieser Arbeit umgesetzte Beschreibung folgt der Darstellung der Hysteresereibung auf rauen, selbstaffinen Oberflächen von Heinrich und Klüppel [29]. Dazu bietet die Kontakttheorie von Greenwood und Williamson [23] die Grundlage für die Modellierung der Kontaktbedingungen.

3.1 Modelle der Hysteresereibung auf rauen, selbstaffinen Oberflächen

Beim Bremsen auf Straßen ist zu berücksichtigen, dass sich unvermeidlich zusätzlich zum Lubrikanten Staub zwischen den Reibpartnern befindet. Deshalb ist die adhäsionsbedingte Hysteresereibung nach Persson vernachlässigbar [60]. Persson hält Adhäsionsreibung nur wichtig für saubere und glatte Oberflächen [61], so dass man in der Lage sein sollte, allein mit der Hysteresereibung den Reibwert vorherzusagen. Persson stützt sich u.a. auf eine Untersuchung von Fuller und Tabor [21], in der gezeigt wird, dass die Kraft, die zum Ablösen einer Gummikugel von einer Oberfläche nötig ist, ab einer bestimmten Oberflächenrauigkeit verschwindet, so dass bei Oberflächen mit einer mittleren Profiltiefe, die über dem μm -Bereich liegt, keine Ablösekraft mehr vorhanden sei.

Persson nimmt außerdem an, dass in bestimmten Fällen eine molekular dünne Flüssigkeitsschicht existiert, die nicht mehr zwischen den Reibpartnern herausgedrückt wird [58]. Dies ist insbesondere bei sehr glatten Oberflächen wie Glimmerplatten der Fall und wird in Computersimulationen demonstriert. Dennoch sind die Kräfte zwischen den Reibpartnern so groß, dass trotz durchgehendem Flüssigkeitsfilm plastische Deformationen auftreten. Es ist jedoch eine offene Frage, ob es auch für Elastomere auf rauen Oberflächen zutrifft, dass der Flüssigkeitsfilm nicht ganz verdrängt wird.

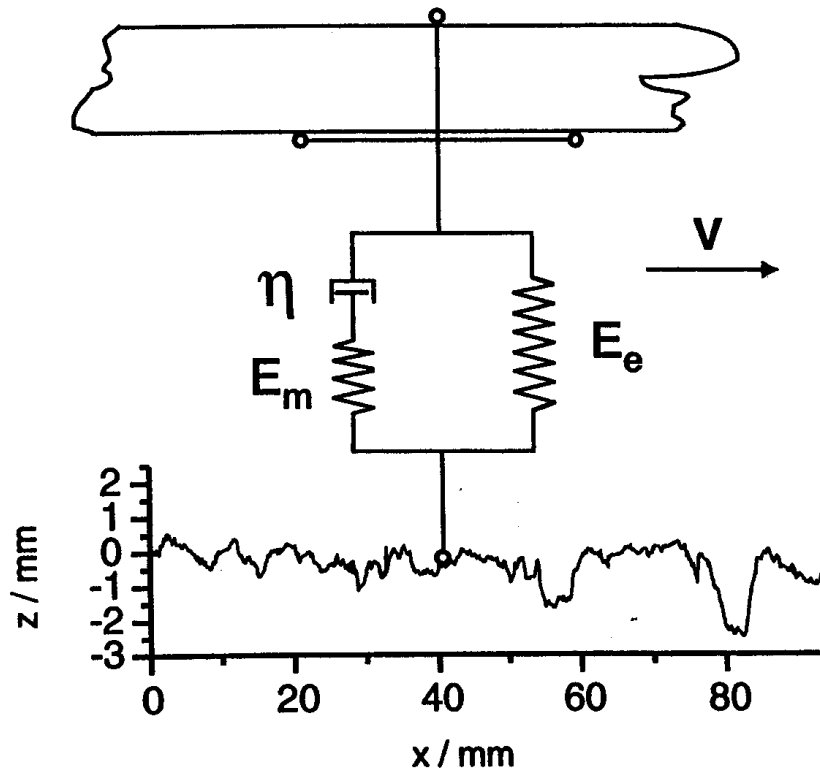


Abb. 3.1: Visualisierung eines viskoelastischen Zenerelementes mit den elastischen Moduln E_e und E_m und der Viskosität η , das über eine raue Oberfläche gleitet.

Während für die Adhäsionsreibung schon seit Schallamach quantitative Modelle bekannt sind, ist erst mit dem Modell von Heinrich und Klüppel ein theoretisches Konzept der Hysteresereibung auf rauen Oberflächen vorgestellt worden, das von physikalischen Grundannahmen ausgehend ein vollständiges Modell ableitet, das auch die quantitative Berechnung des Reibkoeffizienten erlaubt [29]. Es wird der Ansatz gemacht, dass die stochastische Anregung in einem breiten Frequenzbereich die dissipierte Energie bestimmt. Die Oberflächenrauigkeit wird als selbstaffin beschrieben und mittels der spektralen Leistungsdichte charakterisiert. Die Beschreibung der Kontaktbedingungen erfolgt unter Zuhilfenahme einer Erweiterung der Kontakttheorie nach Greenwood-Williamson für selbstaffine Oberflächen. Um die Anwendung der Theorie zu demonstrieren, wird das Elastomer mit Hilfe eines Zenerelementes [41] und eines Rouse-Materialmodelles [31] dargestellt (vgl. Abb. 3.1). Der experimentell bekannte Verlauf der geschwindigkeitsabhängigen Reibkurven (vgl. z.B. Abb. 2.7) erklärt sich im Rahmen dieses Ansatzes durch unterschiedliche Deskriptoren der Oberfläche, insbesondere die fraktale Dimension. Dabei ist zu bemerken, dass je nach der Viskosität des Lubrikanten unterschiedliche Bereiche der Oberfläche zugänglich sein können.

Erst kürzlich wurde von Persson eine neue Reibtheorie zur Hysteresereibung vorgeschlagen [60]. Sie berücksichtigt eine Druckverteilung des Elastomers über die Oberfläche: An den höher liegenden Erhebungen der Oberfläche herrscht ein größerer Druck als an den tieferliegenden (vgl. Abb. 3.2). An den Stellen mit höherem Druck können kleinere Kavitäten erreicht werden; das zugängliche Rauigkeitsspektrum ist also lokal unterschiedlich. Außerdem werden Deformationen in mehreren Raumrichtungen berücksichtigt.

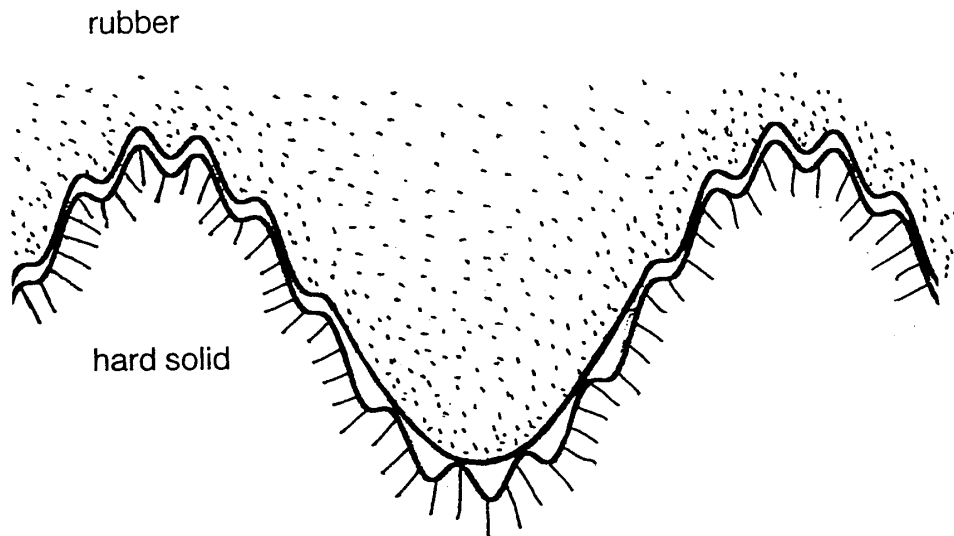


Abb. 3.2: Gummi gleitet über ein Substrat mit einer Rauigkeit auf zwei verschiedenen Längenskalen. Das Gummi kann das langwellige Rauigkeitsprofil ausfüllen, aber es kann nicht in die kleinen „Kavitäten“ am Grund der großen Kavität gedrückt werden. aus [60]

3.2 Charakterisierung der Oberflächenrauigkeit

3.2.1 Selbstaffine Oberflächen

Selbstaffine Oberflächen zeichnen sich dadurch aus, dass eine anisotrope Transformation die Morphologie und statistische Eigenschaften unverändert lässt: aus $x \rightarrow \alpha x$ folgt $y \rightarrow \alpha^H y$ mit dem Hurst-Exponenten H . Viele der in der Natur vorkommenden Oberflächen können näherungsweise als (statistisch) selbstaffin über einen großen Bereich von Längenskalen beschrieben werden (vgl. [73] und Abb. 3.3). Die fraktale Dimension D der Oberfläche hängt mit dem Hurst-Exponenten über $H = 3 - D$ zusammen und nimmt typischerweise Werte zwischen 2 und 3 an. Ein Höhenprofil $z(x)$ stellt dann einen Schnitt durch die Oberfläche dar mit $D_p = D - 1$. Die folgende Darstellung bezieht sich, wenn nicht anders angegeben, auf [41].

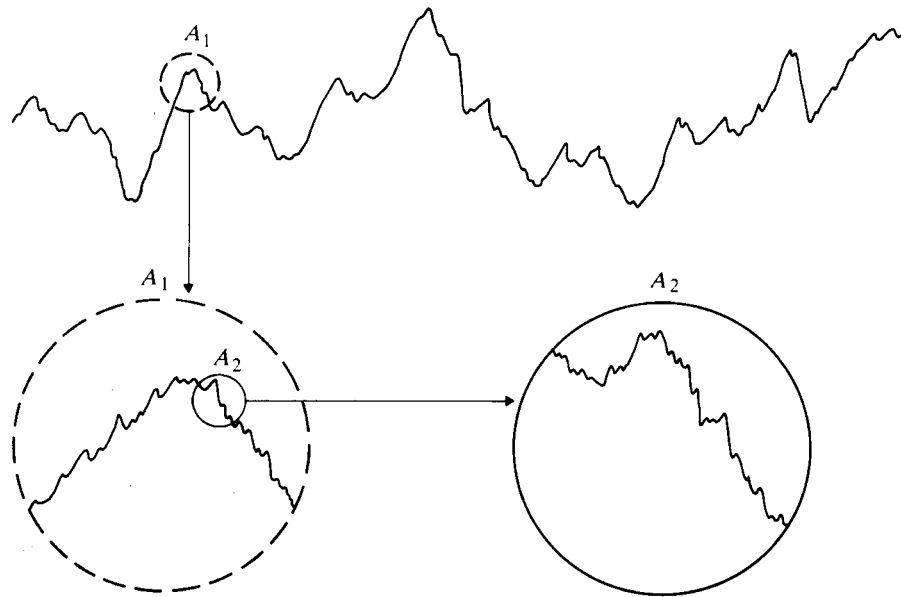


Abb. 3.3: Selbstaffines Profil mit Rauigkeit auf verschiedenen Längenskalen [73]

3.2.2 Leistungsdichtespektrum, Autokorrelation und Höhendifferenzkorrelation

Die statistischen Eigenschaften der Oberflächen lassen sich im Ortsraum sowie im Frequenzraum betrachten. Die verwendeten Funktionen führen zu wenigen Deskriptoren, mit denen sich die Oberflächen charakterisieren lassen. Dies soll im folgenden vorgestellt werden.

Das *Leistungsdichtespektrum* stellt einen beliebigen Weg zur Beschreibung von Oberflächen dar. Die spektrale Leistungsdichte $S(f)$ stellt sich für viele in der Natur vorkommenden Oberflächen als Potenzfunktion der räumlichen Frequenzen f dar (s. auch [62]):

$$S(f) = k \left(\frac{f}{f_{\min}} \right)^{-\beta} \quad (12)$$

Sie ist durch die drei Deskriptoren β , f_{\min} und k festgelegt. Der Vorfaktor k ($\dim[k]=m^3$) wird als Topothese bezeichnet und gibt das Niveau der spektralen Leistungsdichte an. Es ist bekannt, dass die Topothese als ein Maß für die Reibwerte einer Straßenoberfläche verwendet werden kann [29]. Der Exponent β ist eine Funktion der fraktalen Dimension D der Oberfläche mit $\beta = 7 - 2D$, wenn die Oberfläche statistisch isotrop ist. Die kleinste im Spektrum auftretende Frequenz wird als Normierungsgröße f_{\min} verwendet. Die Topothese und die fraktale Dimension beschreiben die Oberfläche über alle betrachteten Längenskalen.

Die *Höhendifferenzkorrelation* mit

$$\Gamma_H(dx) := \langle (z(x+dx) - z(x))^2 \rangle \quad (13)$$

koppelt horizontale Abstände mit Höhenunterschieden, indem sie die mittlere Höhendifferenz bei gegebener horizontaler Länge dx angibt. Sie stellt damit ein Maß für die Rauigkeit einer Oberfläche dar. Außerdem bietet sie eine praktikable Methode zur Charakterisierung [73]. Da eine reale Oberfläche, insbesondere eine Straße, eine endliche maximale Höhe besitzt, steigen ab einer gewissen Wegdifferenz die mittleren Höhendifferenzen nicht mehr weiter. Die Koordinaten dieses Cut-off-Punktes werden mit $(\xi_{\parallel}, \xi_{\perp})$ bezeichnet. Die Steigung der Höhendifferenzkorrelation unterhalb des Cut-off-Punktes ist durch die fraktale Dimension D bestimmt:

$$\Gamma_H(dx) = \xi_{\perp} \left(\frac{dx}{\xi_{\parallel}} \right)^{6-2D} \quad \text{für } dx < \xi_{\parallel} \quad (14)$$

D ist also ein Maß, wie die Höhendifferenz (im Mittel) mit der Wegdifferenz (bei kleinen Längenskalen, d.h. unter ξ_{\parallel}) wächst. Dabei ist die vertikale Cut-off-Variable mit der Varianz $\tilde{\sigma}^2 = \langle (z(x) - \langle z(x) \rangle)^2 \rangle$ des Höhenprofils gekoppelt:

$$\tilde{\sigma}^2 = \frac{\xi_{\perp}^2}{2} \quad (15)$$

Das bietet die Möglichkeit, direkt die Berechnung der Höhendifferenzkorrelation zu überprüfen. Es ist offensichtlich, dass bei jeder halben Wellenlänge einer Periodizität eine Nullstelle der Höhendifferenzkorrelation auftreten muss. Ein Beispiel für die Höhendifferenzkorrelation ist in Abb. 3.4 dargestellt.

Zwischen der Spektralen Leistungsdichte und der Höhendifferenzkorrelation besteht folgender Zusammenhang: Für selbstaffine Oberflächen ergibt die Fouriertransformation der Spektralen Leistungsdichte die *Autokorrelationsfunktion*,

$$\Gamma_A(dx) := \langle (z(x+dx) z(x)) \rangle - \langle z(x) \rangle^2 \quad (16)$$

die wiederum über

$$\Gamma_H(dx) = 2 (\tilde{\sigma}^2 - \Gamma_A) \quad (17)$$

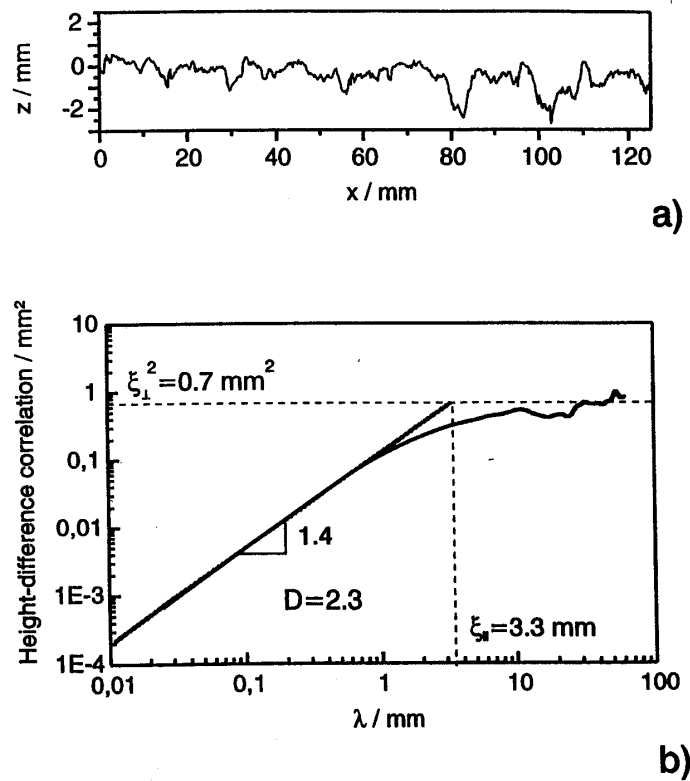


Abb. 3.4: a) Rauigkeitsprofil einer Asphalt-Straße und b) zugehörige Höhendifferenzkorrelation. Eingezeichnet sind die Oberflächen-Deskriptoren (aus [41])

mit der Höhendifferenzkorrelation Γ_H zusammenhängt. Die Oberflächen-Deskriptoren D , $\xi_{||}$, ξ_{\perp} beschreiben die statistischen Eigenschaften der Oberfläche. Sie hängen direkt mit den Parametern des Leistungsdichtespektrums zusammen:

$$k = (3-D) \xi_{\perp}^2 \xi_{||} ; \beta = 7-2D ; f_{\min} = 1/\xi_{||} \quad (18)$$

In Anhang 1 wird die Berechnung der fraktalen Dimension über die Höhendifferenzkorrelation mit Hilfe von analytisch gegebenen Funktionen mit bekannter fraktaler Dimension demonstriert. Die Höhendifferenzkorrelation beinhaltet dieselbe Information wie die Autokorrelationsfunktion, ist aber in der Berechnung stabiler, da sie auf Differenzberechnungen basiert. Ein Problem der Berechnung der Oberflächenparameter mit Hilfe der Fouriertransformation ist die große Schwankungsbreite und Artefakte, die durch die Digitalisierung entstehen [10][11][20][63].

3.3 Formulierung der Kontaktbedingungen

Die Theorie von Greenwood und Williamson [23] basiert auf der experimentellen Beobachtung, dass für viele Oberflächen die Höhenverteilung der Kuppen näherungsweise eine Gaußkurve darstellt. Das Kontaktverhalten einer einzelnen, kugelförmig angenommenen Kuppe ist aus der klassischen Hertzschen Theorie bekannt. Klüppel und Heinrich stellen eine Erweiterung dieses Modelles für eine beliebige Höhenverteilungen und unterschiedliche Kugelradien vor, um selbstaffine Oberflächen beschreiben zu können.

Der Zusammenhang zwischen wahrer Kontaktfläche, Eindringtiefe und Druck wird mit Hilfe der GW-Funktionen $F_n(t)$ beschrieben, die über das Rauheitsprofil $z(x)$ mit der Höhenverteilung $\Phi(z)$ gegeben sind:

$$F_n(t) = \int_t^{\infty} (z - t)^n \Phi(z) dz \quad (19)$$

Also gibt z.B. $F_0(t)$ die Häufigkeit der Oberflächenpunkte über der mit der Standardabweichung normierten Höhe $t = d/\tilde{\sigma}$ an. d bezeichnet den Abstand des undeformierten Elastomerprofils von dem Mittelwert des Oberflächenprofils. Die Greenwood-Williamson-Funktionen $F_n(t)$ erlauben es, eine Reihe von Kontaktgrößen direkt anzugeben:

- Der Zusammenhang zwischen der mittleren Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ und Höhe d über Profilmittelwert:

$$\langle z_p \rangle = \tilde{\sigma} F_1\left(\frac{d}{\tilde{\sigma}}\right) \quad (20)$$

- Die wahre Kontaktfläche $A_{c,0}$:

$$A_{c,0} \approx \frac{(2D-4)A_0}{12\sqrt{3}(2D-2)} F_0\left(\frac{d}{\tilde{\sigma}_s}\right) \quad (21)$$

Hier bezeichnet A_0 die nominale Aufstandsfläche.

- Der nominale Druck σ_0 :

$$\sigma_0 = \frac{0,79\xi_{\perp} E'(\omega_{\min})}{\pi\xi_{\parallel}} F_{3/2}\left(\frac{d}{\tilde{\sigma}}\right) \quad (22)$$

ω_{\min} bezeichnet dabei die untere Grenze des Spektrums der angeregten Frequenzen im Elastomer (vgl. Gl. (33)).

Da $F_1(t)$ und $F_{3/2}(t)$ nicht stark voneinander abweichen, kann man zur Vereinfachung der Berechnung leicht eine Funktion $G(F_n(t))$ mit $G(F_{3/2}(t)) = F_1(t)$ angeben, die die Funktionen F_1 und $F_{3/2}$ ineinander überführt. Dann lässt sich mit (19) und (22) die Eindringtiefe direkt aus dem elastischen Modul und Oberflächenkenngrößen bestimmen:

$$\langle z_p \rangle = \frac{\xi_{\perp}}{\sqrt{2}} G\left(\frac{\pi \sigma_0 \xi_{\parallel}}{0,53 \xi_{\perp} E'(\omega_{\min})}\right) \quad (23)$$

Tatsächlich ist z.B. bei einer Brownschen Oberfläche mit $D=2,5$ in guter Näherung $F_1 \approx F_{3/2}$.

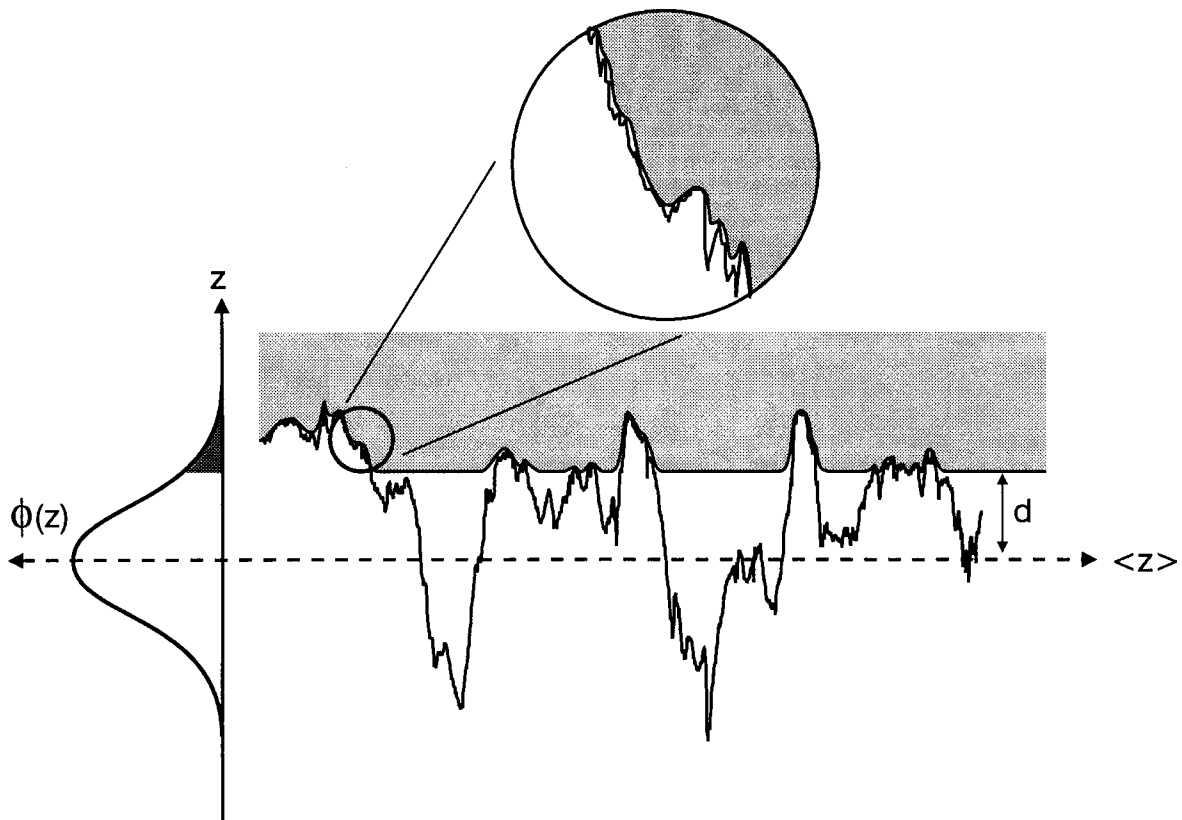


Abb. 3.5: Prinzipskizze zum elastischen Kontakt zwischen Elastomer und rauer Oberfläche. Die Größe d gibt die freie Höhe über dem Profilmittelwert $\langle z \rangle$ an. Die Höhenverteilung der Profilwerte ist durch $\Phi(z)$ gegeben.

3.4 Hysteresereibung auf rauen Oberflächen

Die Modellierung der Hysteresereibung folgt hier der Darstellung in [29]. Hysteresereibung von Elastomeren auf rauen, festen Oberflächen resultiert aus Energiedissipation durch Deformation. Dafür ist die in einem Hysteresesyklus eingeschlossene Fläche ein Maß. Die Energiedissipation bei stochastischer Anregung im Volumen V in einem Zyklus der Periode T wird

für den Fall einer uniaxialen Deformation mit der Dehnung ϵ und der Spannung σ dargestellt als:

$$\Delta \tilde{E}_{\text{diss}} = \int_0^V \int_0^T \sigma \cdot \dot{\epsilon} dt d^3x \quad (24)$$

Die Oberfläche, auf der das Elastomer gleitet, wird als Realisation eines stochastischen Prozesses angenommen, wobei die Höhen die lokalen Dehnungen des Elastomers bestimmen. Stellt man die Spannung und die Deformation durch ihre Fouriertransformierten dar, dann ergibt sich die makroskopisch beobachtbare dissipierte Energie zu:

$$\Delta E_{\text{diss}} \equiv \langle \Delta \tilde{E}_{\text{diss}} \rangle = \frac{V}{2(2\pi)^2} T \int \omega E''(\omega) S(\omega) d\omega \quad (25)$$

Hier erscheint die spektrale Leistungsdichte der Anregung, die in Gl. (28) und (29) näher erläutert wird. Die Normalkraft F_N bewirkt einen nominalen Druck σ_0 auf die nominale Auflagefläche A_0 ; das angeregte Volumen wird als proportional zur Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ angenommen:

$$\begin{aligned} \sigma_0 &= F_N / A_0 \\ V &= \langle z_p \rangle A_0 \end{aligned} \quad (26)$$

Die Energiedissipation pro Zeiteinheit $\Delta E_{\text{diss}}/T$ entspricht dem Produkt $F_H v$ der Reibkraft aus Hystereseverlusten F_H und der Gleitgeschwindigkeit v . Damit ist der Reibwert der Hysteresereibung $\mu_H = F_H / F_N$ schließlich gegeben durch:

$$\mu_H = \frac{1}{2(2\pi)^2} \frac{\langle z_p \rangle}{\sigma_0 v} \int_{\omega_{\min}}^{\omega_{\max}} \omega E''(\omega) S(\omega) d\omega \quad (27)$$

Die Integralgrenzen sind durch die "Kopplungswellenlängen" λ_{\min} und ξ_{\parallel} gegeben mit $\omega_{\min} = 2\pi v / \xi_{\parallel}$ und $\omega_{\max} = 2\pi v / \lambda_{\min}$, wobei λ_{\min} aus den Kontaktbedingungen bestimmt werden muss.

Die räumliche Leistungsdichte eines Oberflächenprofils $S(f)$ bewirkt im Elastomer eine zeitliche Deformation mit der Leistungsdichte $S(\omega)$; die zeitliche Frequenz ω ergibt sich also aus der räumlichen Frequenz f mit $\omega = 2\pi v f$. Die spektrale Leistungsdichte S nimmt, im Zeitbereich betrachtet, im Falle von selbstaffinen Oberflächen die folgende Form an:

$$S(\omega) = S_0 \left(\frac{\omega}{\omega_{\min}} \right)^{-\beta} \quad (28)$$

Hier ist $\omega_{\min} = 2 \pi v / \xi_{\parallel}$. Der Vorfaktor S_0 hat die Dimension Zeit und ergibt sich analog zu (18) zu

$$S_0 = \frac{(3 - D)\xi_{\perp}^2}{2\pi v \xi_{\parallel}} \quad (29)$$

Die spektrale Leistungsdichte $S(\omega)$ und auch der Vorfaktor S_0 selbst sind, anders als die Topographie k , von der Gleitgeschwindigkeit abhängig: Bei größerer Geschwindigkeit werden höhere Frequenzen im Elastomer angeregt.

3.5 Kopplungswellenlängen

Für die größten für die Deformationen maßgeblichen Wellenlängen ist ξ_{\parallel} ein Maß, so dass die niedrigste angeregte Frequenz sich zu $\omega_{\min} = 2\pi v / \xi_{\parallel}$ ergibt. Um abschätzen zu können, welches die kleinsten Kavitäten sind, bei denen das Elastomer vollständig eindringt, wird eine Vertiefung mit der Tiefe h und mit dem Durchmesser λ betrachtet. Die Vertiefung wird vom Elastomer ausgefüllt, falls die folgende Energiebedingung erfüllt ist:

$$\sigma(\lambda)\lambda^2 h(\lambda) + \Delta\gamma\lambda h(\lambda) \gtrsim E'(\lambda)h^3(\lambda) \quad (30)$$

Im Normalkraftregime dominiert die Wirkung der Normalkraft über die Oberflächenenergie. Die minimale Kontaktlänge berechnet sich dann aus:

$$\sigma(\lambda_{\min})\lambda_{\min}^2 \cong E'(\lambda_{\min})h^2(\lambda_{\min}) \quad (31)$$

Daraus resultiert die Bedingung

$$\frac{\lambda_{\min}}{\xi_{\parallel}} \cong \left(\frac{0,09\pi\xi_{\perp}(2D-4)}{\xi_{\parallel}(2D-2)} \frac{F_0(d/\tilde{\sigma}_s)}{F_{3/2}(d/\tilde{\sigma}_s)} \frac{E'(\lambda_{\min})}{E'(\xi_{\parallel})} \right)^{1/(3D-6)} \quad (32)$$

Der Übergang von der räumlichen Darstellung in die Frequenzdarstellung erfolgt hierbei mit

$$\begin{aligned} E'(\xi_{\parallel}) &= E'(\omega_{\min}); E'(\lambda_{\min}) = E'(\omega_{\max}) \\ \omega_{\min} &= 2\pi v / \xi_{\parallel}; \omega_{\max} = 2\pi v / \lambda_{\min} \end{aligned} \quad (33)$$

Mit Hilfe von (32) kann bei gegebenem Verlauf des elastischen Moduls mit Hilfe der Greenwood-Williamson-Funktionen die obere Kopplungswellenlänge ω_{\max} errechnet werden.

4 Experimentelle Untersuchungsmethoden zum Reibverhalten von Elastomeren

4.1 Mechanisch-dynamische Eigenschaften der Elastomere

Die mechanischen Moduln können mit unterschiedlichen Messgeräten in unterschiedlichen Deformationszuständen (Dehnung, Scherung etc) erfasst werden. Direkt zugänglich ist ohne erhöhten experimentellen Aufwand nur ein eingeschränkter Teil des interessierenden Frequenzspektrums, nämlich der Bereich von ca. 0,01 Hz bis zu ca. 10 Hz. Für die Untersuchung des Reibverhaltens wären jedoch speziell die Frequenzbereiche von 100 Hz bis ca. 1 MHz interessant. Das Materialverhalten in diesen Frequenzbereichen lässt sich bei rheologisch einfachen Stoffen nach dem Frequenz-Temperatur-Superpositionsprinzip erschließen [1][7][17]. Da die in Reifen verwendeten Materialien gewöhnlich nicht rheologisch einfach sind, kann man dieses Verfahren jedoch nur mit großer Vorsicht anwenden.

4.1.1 Rheometrics Dynamical Analyser

Der „Rheometrics Dynamical Analyser“ (RDA II) der Firma Rheometrics bringt auf eine Streifenprobe eine oszillierende Scherung auf und misst das auftretende Drehmoment (vgl. Abb. 4.1). Die Messung erfolgt deformationsgesteuert, d.h. die Deformation wird vorgegeben und das Drehmoment gemessen. Die Torsion einer Streifenprobe entspricht, wenn die Auslenkung im Verhältnis zur Probenhöhe klein ist, einer reinen Scherung. Der Frequenzbereich umfasst Frequenzen von 0,016 bis 16 Hz; es können Scheramplituden von 0,05 bis 5% eingestellt werden. Zusätzlich kann die Probe vorgespannt werden, indem eine statische Zugkraft in Längsrichtung aufgebracht wird. Die Probe wird in einer Temperaturkammer auf einer vorgegebenen Temperatur gehalten (möglicher Temperaturbereich ca. -150 bis 350°C). Aus der Zeitverschiebung zwischen Verformung und übertragenem Drehmoment wird der gemessene Schermodul G^* in die elastischen und viskosen Anteile G' und G'' aufgespalten. Mit dem RDA kann ein Temperaturdurchlauf bei konstanter Frequenz oder, als Grundlage für eine Masterkurve, eine Folge von Frequenzdurchläufen bei verschiedenen aufgenommen werden.

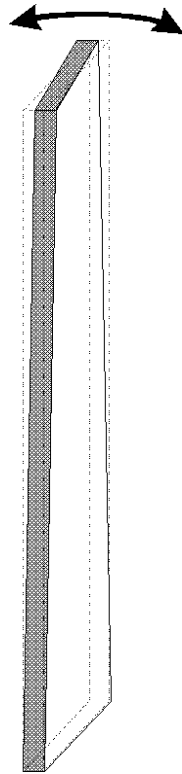


Abb. 4.1: Proben- und Deformationsgeometrie in dem Rheometrics Dynamical Analyser

4.2 Erfassung der Oberflächenrauigkeit

4.2.1 Oberflächenkenngrößen von Straßenoberflächen

Die geometrische Rauheit (Oberflächentextur) einer Straßenoberfläche lässt sich auf unzählige Arten und Weisen definieren [3]. Die Festlegung entsteht meist daraus, dass eine bestimmte Auswirkung der Oberflächenstruktur im Blickpunkt steht. Hier werden einige gängige Kenngrößen des Straßenbaus, die zur Charakterisierung der Griffigkeit einer Straßenoberfläche dienen können, genannt.

Ein Profil (Texturschnitt) $z(x)$ stellt einen Ausschnitt aus einer Oberfläche $z(x,y)$ dar. In der Oberflächenmesstechnik wird unterschieden zwischen dem ungefilterten Primärprofil und seinen Bestandteilen, die Welligkeit und die Rauheit. Die Rauheit wird aus dem ungefilterten Profil mittels eines Hochpassfilters von der sogenannten Welligkeit getrennt. In dieser Arbeit wurden ungefilterte Profile verwendet. Die Messkurven wurden lediglich zentriert und i.a. auch ausgerichtet, so dass der Mittelwert der Höhen und die Steigung der Regressionsgeraden Null ergibt.

Der RMS-Wert (Root Mean Square) ist der quadratische Mittelwert der Profilkurve $z(x)$ und entspricht, wenn die Profilkurve den Mittelwert $\langle z(x) \rangle = 0$ hat, der Standardabweichung σ der Höhenwerte:

$$\text{RMS} = \sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L z^2(x) dx} \quad (34)$$

Der MPD-Wert (Mean Profile Depth) gibt eine mittlere Profiltiefe an, d.h. den Abstand zwischen der höchsten Profilschneise und dem Mittelwert der Profilkurve (s. Abb. 4.2) [37]. Der ETD-Wert (Estimated Texture Depth) stellt den Versuch einer Näherung dar, aus der Profilkurve eine mittlere Texturtiefe zu berechnen, die möglichst gut mit der Volumenmethode (Sandfleckmethode) korreliert. Die Sandfleckmethode gibt durch Ausstreichen eines feinen Sandes auf einer Fahrbahn ein Maß für das auffüllbare Leervolumen in der Fahrbahnoberfläche. Sie war bis zum Aufkommen der Oberflächenmessung mit optischen Methoden allgemein verbreitet, jedoch ist bekannt, dass diese Größe nicht ausreichend zur Kennzeichnung der Rauhtiefe ist [34]. Der ETD-Wert wird aus dem MPD-Wert wie folgt berechnet [34][37]:

$$\text{ETD} = 0,2 + 0,8 \cdot \text{MPD} \quad (35)$$

Weitere Oberflächenkenngrößen sind in den Darstellungen in [13][18][34] sowie in den zitierten Normen zu finden.

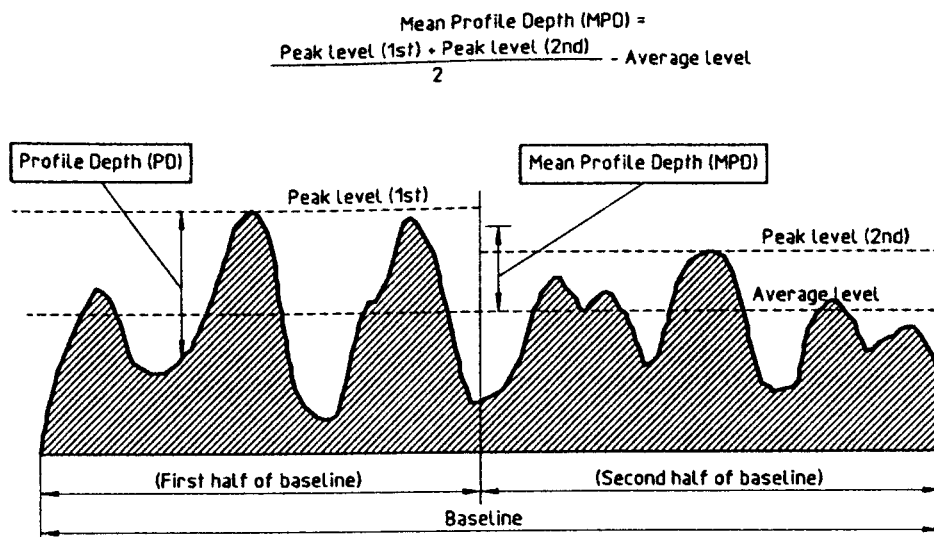


Abb. 4.2: Zur Definition der Profilkenngröße MPD [37]

Huschek gibt eine Einteilung der Fahrbahnrauigkeit in Wellenlängenbereiche an und spezifiziert die Auswirkungen auf die Wechselwirkungen zwischen Straße und Reifen, die in Abb. 4.3 gezeigt wird [34]. Die Reifenaufstandsfläche ist im Bereich um 10^2 mm zu finden. Für die Reibwerte sind die Bereiche der Mikro- und der Makrorauheit von Interesse. Die Mikrorauheit wird dabei für die absolute Höhe der geschwindigkeitsabhängige Reibwertkurve verantwortlich gemacht [69]. Die Makrorauheit wird mit dem Drainagevermögen in Verbindung gebracht und bestimmt beeinflusst nach dieser Vorstellung das Absinken der Reibwertkurve mit der Geschwindigkeit.

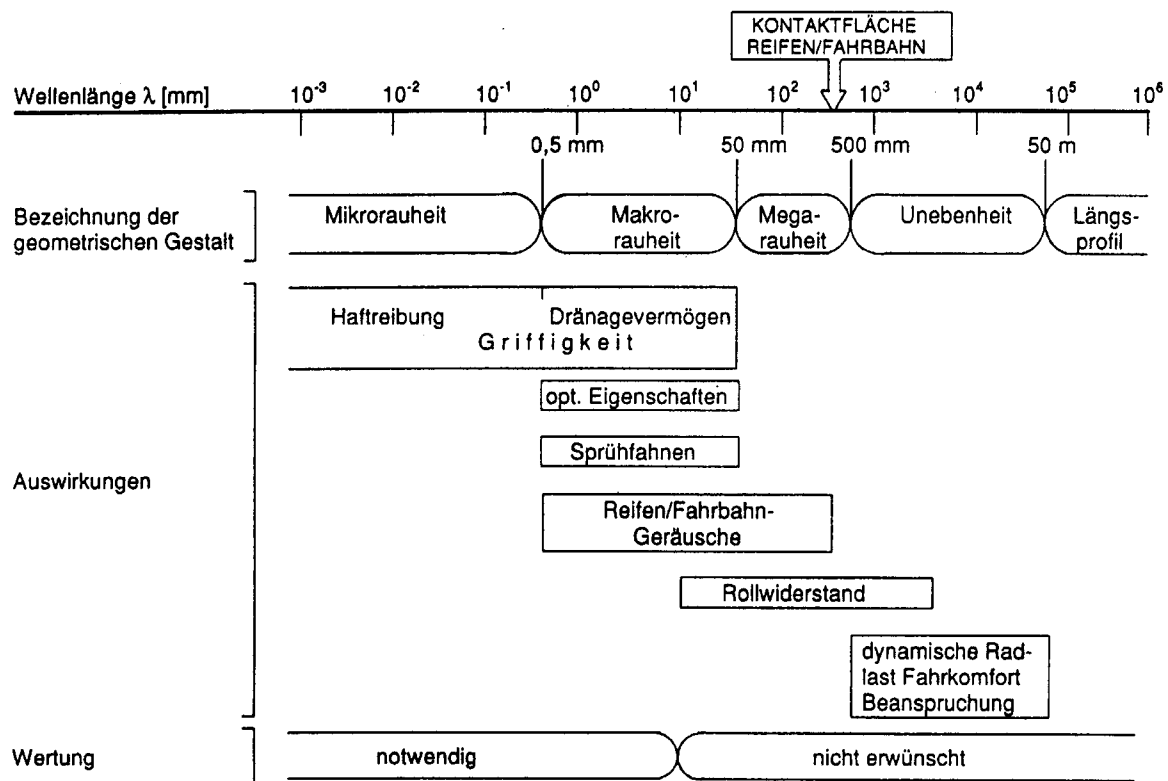


Abb. 4.3: Definitionen der Rauheitsbereiche in Abhängigkeit der Rauheitswellenlängen und deren Auswirkungen auf die Gebrauchseigenschaften [34]

4.2.2 Laserabstandssensor

Das im Rahmen dieser Arbeit benutzte Lasermessgerät wurde am Institut für Maschinenkonstruktionslehre und Kraftfahrzeugbau der Universität Karlsruhe (TH) entwickelt und misst den Abstand zwischen Oberfläche und Sensor. Mit dem Prinzip der doppelten Triangulation werden unterschiedliches Reflexionsverhalten und Mehrfachreflexionen weitestgehend kompensiert (vgl. [13][18]). Der Laserstrahl wird an dem Auftreffpunkt auf der Oberfläche gestreut und das Streulicht mit einer Optik auf einen positionsempfindlichen Detektor abgebil-

det (vgl. Abb. 4.4). Es wird also ein über einen Bereich mit einem Durchmesser von ca. 50 μm gemittelt Signal gegeben. Der Sensor wird an einer waagerechten Führungsschiene mit gleichmäßiger Geschwindigkeit bewegt. Es können Profile mit einer Länge von maximal 200 mm aufgezeichnet werden. Die technischen Daten des Laserabstandssensors sind in Tab. 4.1 aufgeführt.

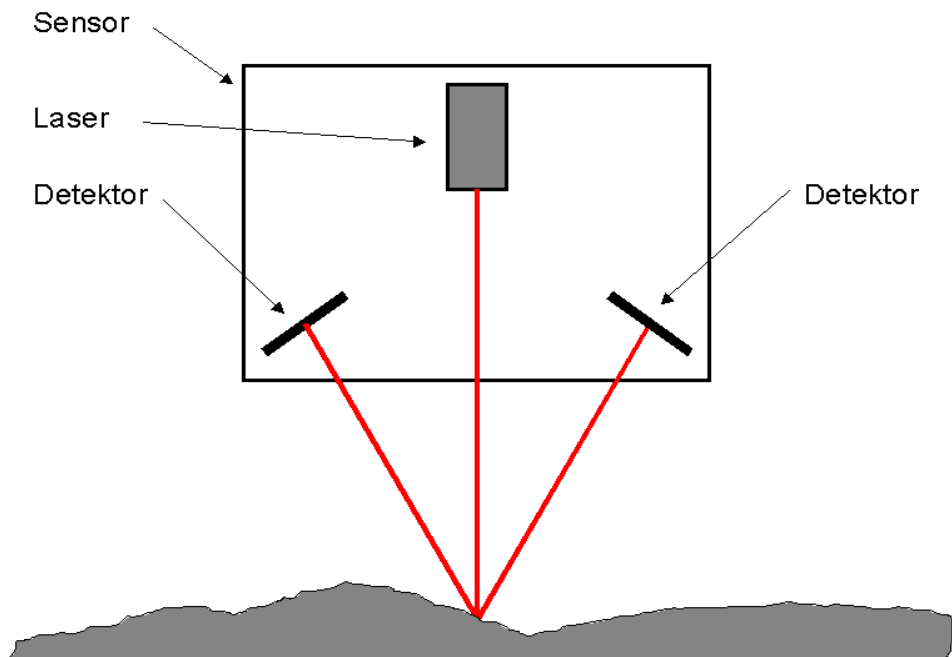


Abb. 4.4: Prinzip der doppelten Triangulation

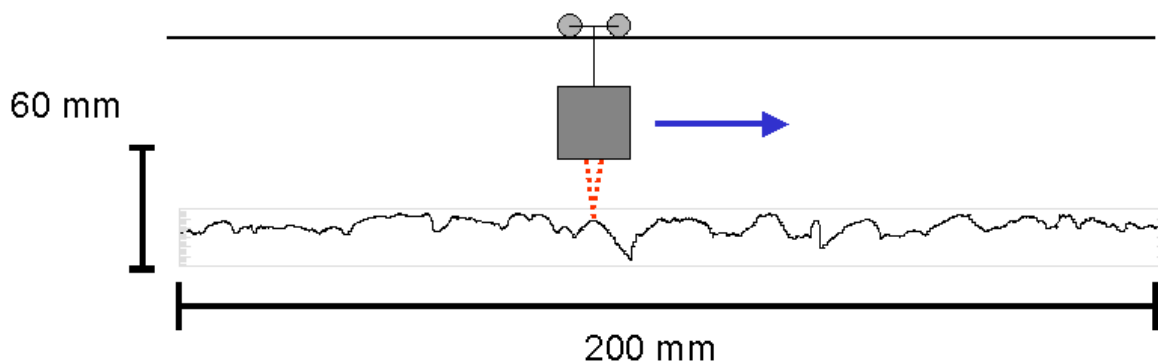


Abb. 4.5: Messprinzipskizze des Lasermessgerätes mit einem typischen Straßenprofil-Ausschnitt mit eingezeichneten Messbereichen

Messbereich vertikal	$\pm 3 \text{ mm}$
Lichtpunktdurchmesser	$50 \text{ }\mu\text{m}$
Auflösung vertikal	$1,6 \text{ }\mu\text{m}$
Wellenlänge des Laserstrahls	780 nm
Triangulationswinkel	43°

Tab. 4.1: Technische Daten des Laserabstandssensors

4.2.3 Mechanisches Tastschnittgerät

Mit dem mechanischen Tastschnittgerät „Hommel Tester“ der Firma Hommelwerke (Ansteuerungseinheit „T20A“) lässt sich die Mikrorauigkeit von Oberflächen erfassen. Der benutzte Tastkopf besteht aus einer Gleitkufe, aus der eine konische Tastspitze (Nadel) herausragt (vgl. Tab. 4.2 und Abb. 4.6). Die Gleitkufe folgt der Makrorauigkeit der Oberfläche; die Tastspitze nimmt die hiervon abweichende Mikrorauigkeit auf. Eine gewisse Verfälschung des Profils ist dadurch gegeben, dass die Flanken der Tastspitze an steilen Flanken des Oberflächenprofils anstoßen. Das reale Profil wird also bei der Aufnahme mehrfach gefiltert: die Gleitkufe schneidet die tiefen Frequenzen ab (Hochpass); die Nadelgeometrie die hohen (Hochpass und Faltung mit Nadelkonus). Es wurde eine Strecke von 4,8 mm aufgezeichnet.

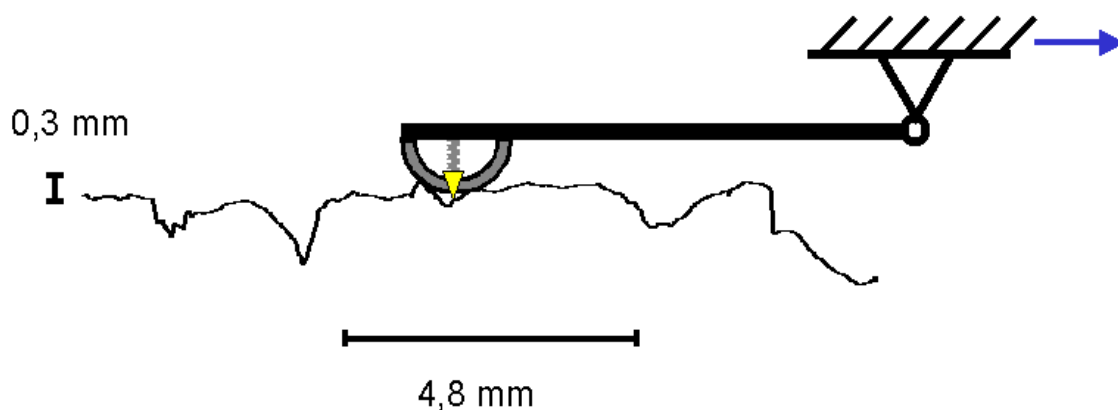


Abb. 4.6: Messprinzipskizze des Nadelmessgerätes mit einem typischen Straßenprofil-Ausschnitt mit eingezeichneten Messbereichen

Messbereich vertikal	300 μm
Tastspitzenradius	5 μm
Öffnungswinkel der Tastspitze	90°
stat. Messkraft in Null-Lage	0,8 mN
Gleitkufenradius längs	30 mm
Gleitkufenradius quer	2,3 mm
Kufenabstand zur Tastspitze längs	0,0 mm
Kufenabstand zur Tastspitze quer	0,6 mm

Tab. 4.2: Abmessungen und Messbereiche des Nadel-Tastschnittgerätes (vgl. DIN 4772)

4.2.4 Vergleich der Messverfahren

Die Abmessungen des Nadelgerätes geben bei Straßenbelägen eine Beschränkung der zugänglichen Oberfläche vor: Wegen der begrenzten Maximaltiefe ist es meist nur möglich, die Kuppen der Steine zu vermessen, so dass hier nur der obere Bereich des Untergrundes erfasst wird. Eine weitere Einschränkung ergibt sich dadurch, dass Steinkuppen mit Höhenunterschieden größer als 0,36 mm nicht erfasst werden. Zusätzlich erfolgt eine geringe Veränderung durch die Messweise relativ zur Lage der Gleitkufe. Dagegen liefert das Lasergerät einen Gesamtprofilschnitt der Oberfläche, allerdings mit geringerer Auflösung und einer leichten Mittelwertbildung.

	Lasergerät	Nadelgerät
horizontale Auflösung	0,025 mm	0,005 mm
vertikale Auflösung	0,0016 mm	0,001 mm
maximale Höhe	60 mm	0,36 mm
Messlänge	bis zu 200 mm	4,8 mm

Tab. 4.3: Messcharakteristika der Rauigkeitsmessgeräte

Die Geräte liefern demnach verschiedene Ausschnitte aus einer Straßenoberfläche auf verschiedenen Längenskalen. Das hat Auswirkungen für die Oberflächendeskriptoren. In Kapitel 5.1 wird gezeigt, dass bei dem Übergang von der Steinkuppe (die mit dem Nadelgerät erfasst

wird) auf das Gesamtprofil (das mit dem Lasergerät erfasst wird) eine prinzipiell andere Höhendifferenzkorrelation entsteht.

4.3 Die Reibrad-Apparatur

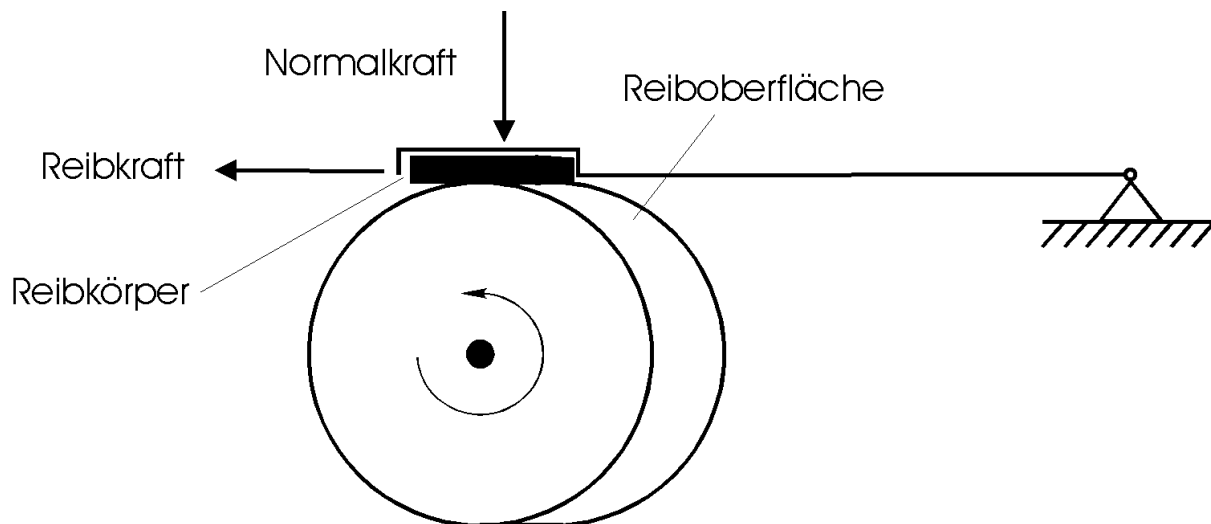


Abb. 4.7: Aufbauskitze der Reibrad-Apparatur

Das Reibrad (Radius 100 mm; Dicke 25 mm) sitzt auf einer Drehachse, die von einem Motor mit konstanter Winkelgeschwindigkeit (0-3000 1/min) gedreht wird. Für die Untersuchungen sind Drehzahlen von 2 bis 90 1/min nutzbar, die bei einem Scheibenradius von 100 mm Reibgeschwindigkeiten von 0,04 bis 1 m/s erzeugen. Durch verschiedene Halterungen – eine Kolbenführung oder eine Wippenlagerung – wird von oben die Gummiprobe aufgelegt und mit Gewichten beschwert. Die Probe liegt über einer Länge von ca. 1 cm auf; die Auflagefläche beträgt bei einer typischen Probenbreite von 2 cm also ca. 2 cm². Die Probendicke variierte von 1,5 bis zu 6 mm. Tangential nimmt eine Kraftmessdose die Schubkraft auf. Der Motorstrom kann ebenfalls als Messgröße für die Tangentialkraft verwendet werden, da die Drehgeschwindigkeit von einer Regelschaltung konstant gehalten wird. Wasser oder andere Flüssigkeiten können auf die Reibfläche aufgegeben und dann in einem geschlossenen Kreislauf wieder zugeführt werden. Als Reibscheiben wurden eine Stahlscheibe verwendet sowie Silizium-Karbid-Schleifscheiben unterschiedlicher Körnung und damit unterschiedlicher Rauigkeit (SC80-Jot5-V und SC180-Jot5-V). Die Körnung 80 entspricht einer Korngröße von 0,32 mm; die Körnung 180 einer Korngröße von 0,14 mm (s. Tab. 4.4). Da sich Öl schlecht aus einer Scheibe entfernen lässt, wurden für die Versuche mit Öl und Wasser unterschiedliche

Reibscheiben verwendet. Zum Ausgleichen der Unwucht wurden die Scheiben SC180 mit einer Abrichtrolle abgerichtet.

Bezeichnung	Bedeutung
SC	Schleifmittel Silizium-Karbid
80 / 180	Körnung (Maschenzahl pro inch)
Jot	Härteklasse der Bindung
5	Porösität der Bindung
V	Keramische Bindung

Tab. 4.4: Eigenschaften der Reibscheiben

4.4 Nassbremseigenschaften von PKW-Reifen

Bremstests auf nassen Straßen werden durchgeführt, um die Qualität der Reifen zu vergleichen und zu verbessern. Im Vergleich zum Labortest haben jedoch ungleich mehr Faktoren einen Einfluss auf den Reibwert (vgl. Abb. 2.11). In [4] befindet sich eine Übersicht über weitere Einflussgrößen beim Erfassen des Reibwertes von PKW-Reifen auf Straßen. Bei der Durchführung muss daher darauf geachtet werden, dass reproduzierbare und für alle Versuchsreifen gleiche Bedingungen eingestellt werden und Umwelteinflüsse erfasst werden: Es werden z.B. gleiche oder vergleichbare Fahrzeuge eingesetzt, die mittels einer Schiene in immer derselben Spur geführt werden. Weiterhin wird bei allen Fahrzeugen und Reifen derselbe Reifendruck eingestellt. Da ein unterschiedliches Reifenprofil einen großen Einfluss auf Nassbremseigenschaften hat, sind zum Mischungs- oder Fahrbahnvergleich nur Bremswerte von Reifen mit demselben Reifenprofil vergleichbar.

4.4.1 Bremsversuche

Die Bremsversuche wurden von der Firma Continental auf dem firmeneigenen Reifentestgelände (Contidrom) durchgeführt. Die verwendeten Fahrbahnen sind in Tab. 4.5 aufgeführt. Die drei Fahrbahnen an der Führungsschiene liegen hintereinander und werden von einer Seite mit Grundwasser überspült. Bei der Fahrbahn „Asphalt-hochµ“ handelt es sich um eine besonders präparierte (mit Ketten aufgeraute) Oberfläche, auf der bekanntermaßen kurze

Bremswege erreicht werden. Bei dieser Bahn ist keine Schiene zum Führen der PKWs vorhanden, statt dessen werden die Fahrspuren durch Markierungen angezeigt.

Fahrbahnbezeichnung	Kürzel	Lage
Asphalt normal Schiene	ANS	Führungsschiene
Beton normal Schiene	BNS	Führungsschiene
Beton rau Schiene	BRS	Führungsschiene
Asphalt hochµ Oval	AHO	Rundfahrstrecke

Tab. 4.5: Verwendete Fahrbahnen

Bei den Bremsversuchen auf nasser Straße wird eine Vollbremsung eines PKWs mit ABS-Bremssystem durchgeführt. Messgröße ist die Verzögerungsstrecke von einer Fahrzeuggeschwindigkeit von 90 km/h auf 20 km/h (unter 15 km/h arbeitet die ABS-Regelung nicht optimal, sondern blockiert evtl. kurzzeitig die Räder). Die Reproduzierbarkeit der Bremswege wird mit $\pm 1,5$ bis $\pm 2\%$ angegeben. Während des Bremstests wird mit einem frei mitlaufenden, seitlich am Fahrzeug befestigten Rad der zurückgelegte Weg mit aufgezeichnet. Während der Bremsung wird außerdem die Beschleunigung mit einem Beschleunigungssensor sowie der Schlupf der einzelnen Räder aufgezeichnet. In Abb. 4.8 ist exemplarisch der Verlauf eines Bremsvorganges gezeigt. Nimmt man eine konstante Verzögerung an, die typischerweise gegeben ist, ist die - gegen die Fahrtrichtung gerichtete - Beschleunigung a durch den Bremsweg s und die Anfangsgeschwindigkeit v gegeben:

$$a = \frac{v^2}{2s} \quad (36)$$

Damit ergibt sich der Reibwert zu:

$$\mu = \frac{ma}{mg} = \frac{v^2}{2sg} \quad (37)$$

, dabei bezeichnet g die Erdbeschleunigung und m die Masse des Fahrzeuges.

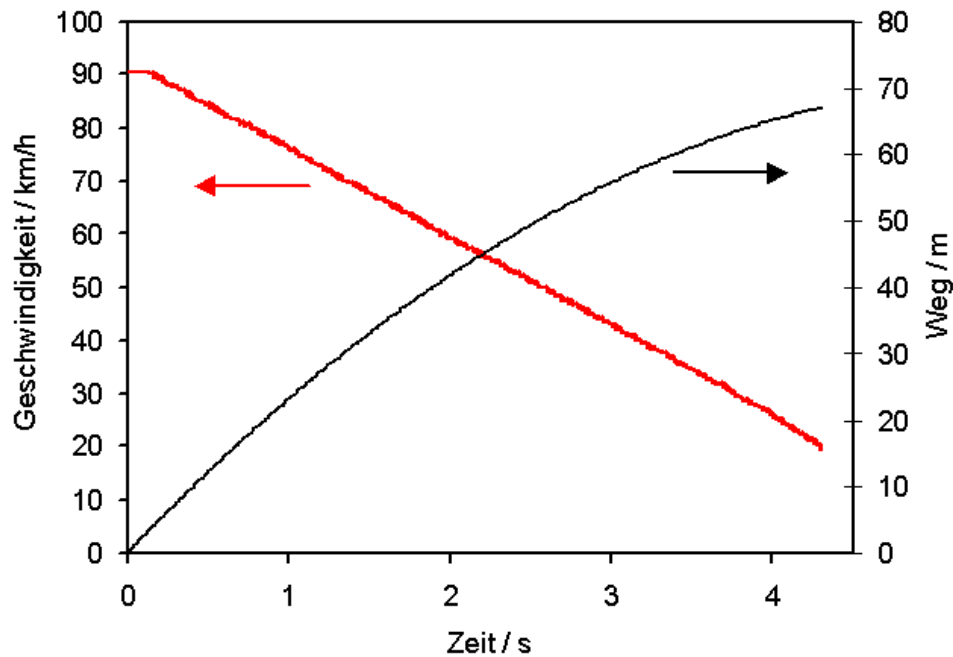


Abb. 4.8: Typischer Verlauf eines Nassbrems-tests auf der Fahrbahn Asphalt-normal-Schiene; Versuchsreihe 5°C

4.4.2 Gleitbedingungen bei ABS-Bremsungen

Die Bremskraft wird durch das ABS-Bremssystem geregelt. Im Unterschied zur Vollbremsung, bei der ein erzwungener Schlupf von 100% auftritt und der Reifen mit der Fahrzeuggeschwindigkeit über die Straße gleitet, rutscht hier der Reifen bei deutlich niedrigeren Geschwindigkeiten über den Untergrund. Weil der Reifen bei diesen Geschwindigkeiten einen höheren Reibwert bewirkt, kommt das Fahrzeug schneller zum Stehen.

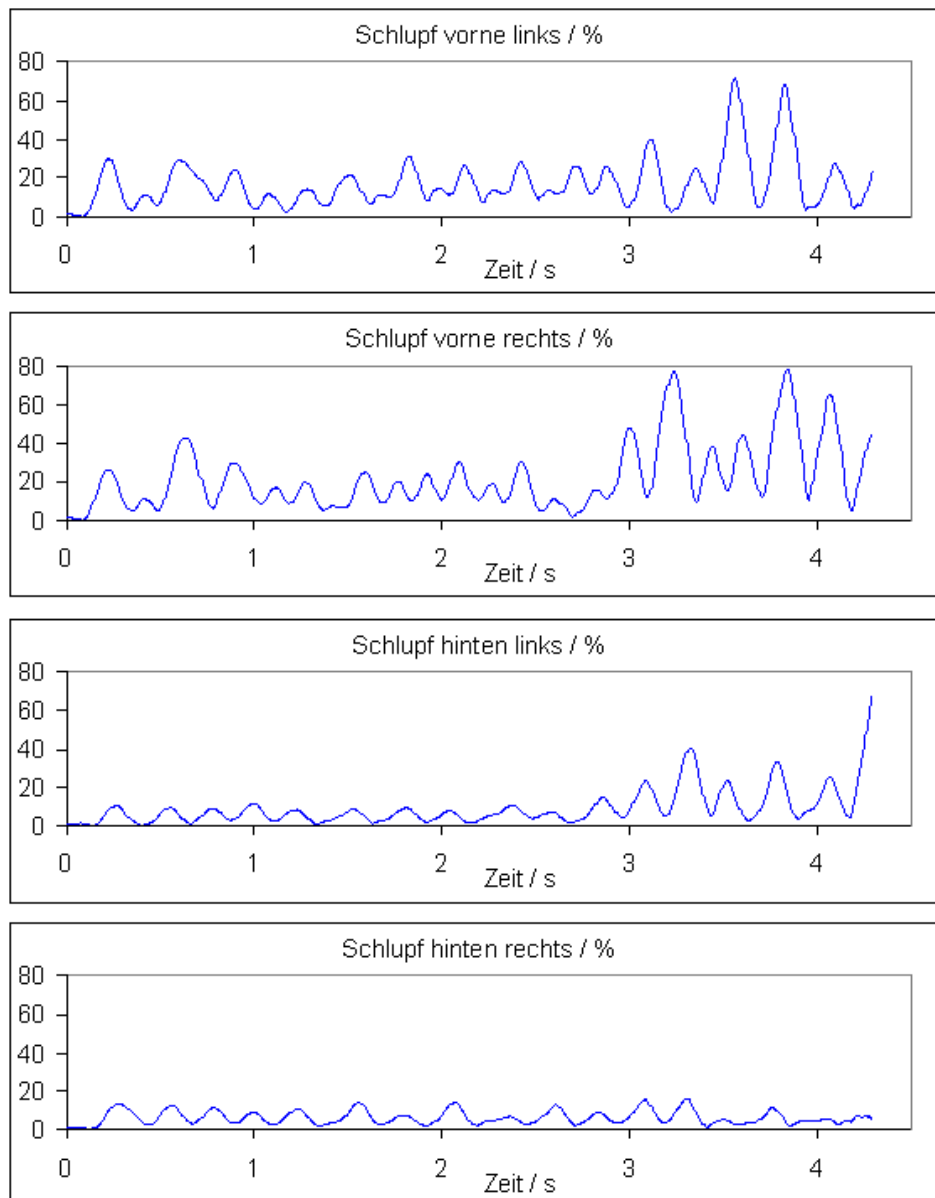


Abb. 4.9: Reifenschlupf während eines Nassbremsstests auf der Fahrbahn Asphalt-normal-Schiene; Versuchsreihe 5°C; Fahrzeug mit 4-Kreis-ABS-System

Der Schlupf folgt den Bremskraft-Pulsen des ABS-Systems, die dieses 4-6 mal pro Sekunde aussendet. Aus Abb. 4.9 ist außerdem zu erkennen, dass die größeren Schlupfwerte mit den Vorderrädern erreicht werden. Im Mittel werden Schlupfwerte von ca. 20% bei den Vorderrädern und ca. 8% bei den Hinterrädern erreicht; daraus lässt sich die typische mittlere Gleitgeschwindigkeit größenordnungsmäßig zu 1 m/s abschätzen. Hierbei ist allerdings der Deformationsschlupf (vgl. Kap. 2.3) noch nicht eingerechnet.

4.4.3 Fahrbahnrauigkeit

Die Fahrbahnrauigkeit wurde an 6 Stellen pro Fahrbahn erfasst. Die Messpunkte lagen 10, 20 und 30m hinter dem Bremspunkt in jeder der beiden Fahrzeugspuren. Die Messungen wurden in möglichst engem zeitlichen Zusammenhang mit den Bremsversuchen durchgeführt; die Stellen wurden markiert, so dass ein jahreszeitlicher Vergleich möglich war. Für die Erfassung der Makro-Rauigkeit wurde ein Lasermessgerät und für die Erfassung der Mikrorauigkeit ein Nadelmessgerät verwendet (s. Tab. 4.6). Mit dem Nadelgerät ist wegen der begrenzten Maximalamplitude nur die Erfassung einer Auswahl der Steinkuppen möglich; die Messspuren des Lasergerätes lagen in einem Abstand von wenigen mm nebeneinander.

	Lasergerät	Nadelgerät
Anzahl der Messspuren pro Messpunkt	10	5
Messlänge	120 mm	4,8 mm

Tab. 4.6: Messungen zur Erfassung der Fahrbahnrauigkeit

4.4.4 Reifentemperatur

Während der Bremstests, die sich über die Dauer eines Tages erstreckten, wurde die Umgebungstemperatur auf dem Testgelände erfasst, die während des Tages natürliche Schwankungen zeigte und nur als Richtwert zu verwenden ist. Die Reifentemperatur selbst wurde exemplarisch mit einem Kontaktthermometer direkt nach der Bremsung erfasst. Dieser Wert kann aber nur eine Untergrenze der tatsächlichen Temperatur beim Bremsen angeben, da bekannt ist, dass die Temperatur nach der Bremsung sehr schnell wieder abklingt. Zudem wird schon durch die Rollreibung selbst eine deutliche Erwärmung hervorgerufen.

4.5 Reifenversuche am Innentrommelprüfstand

Eine weitere Testserie, die mit Reifen durchgeführt wurde, ist die geschwindigkeitsabhängige Reibwertmessung (μ -Schlupf-Kurven) am Innentrommelprüfstand im Institut für Maschinenkonstruktionslehre und Kraftfahrzeugbau der Universität Karlsruhe (TH). Beim Innentrommelprüfstand läuft ein Reifen auf der – leicht gekrümmten – Innenfläche einer Trommel mit einem Durchmesser von 3,8 m (vgl. Abb. 4.10; s. auch [18]). Mit Hilfe der servohydrauli-

schen Radaufhängung lässt sich ein kontrollierter Reifenschlupf vorgeben. Im Vergleich zum Straßentest mit PKWs ist hier also eine vorgegebene Geschwindigkeit gewährleistet. Schräglaufwinkel, Sturzwinkel und Radlast können ebenfalls variiert werden. Auf die Fahrbahn kann Wasser mit einer vorgegebenen Temperatur aufgegeben werden, wobei die Wasserhöhe mit einem kapazitiven Sensor registriert wird. Die Kapselung der Trommel erlaubt die Durchführung von Messungen bei konstanter Umgebungstemperatur in einem Temperaturbereich von ca. -10°C bis 30°C .

Die Griffigkeit der Oberfläche wird regelmäßig mit einem Skid Resistance Tester (SRT, British Skid Pendulum) überprüft, um Schwankungen der Fahrbahngriffigkeit kontrollieren zu können. Die Fahrbahn wird während der Messungen mit mitlaufenden Ketten behandelt, die ein zu starkes Absinken des SRT-Wertes verhindern sollen. Vor den Messungen werden die Reifen bei variierendem Schräglauf ($\pm 10^{\circ}$) und veränderlichem Umfangsschlupf ($\pm 20\%$) 10 min eingefahren. Daran anschließend läuft der Reifen 5 min freilaufend, um einen Temperaturengleich zu erreichen. Erst danach erfolgt die eigentliche Umfangskraft-Schlupf-Messung.

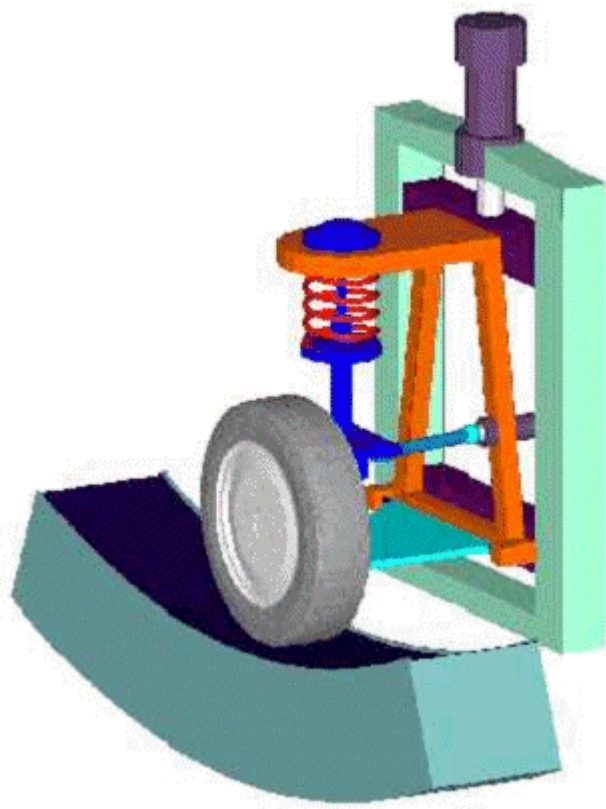


Abb. 4.10: Anordnung des Reifens im Innentrommelprüfstand

Die Messungen wurden bei einer Wassertemperatur von ca. 16°C und ca. 30°C unter den Bedingungen in Tab. 4.7 durchgeführt. Der vor und nach jeder Einzelmessung ermittelte SRT-Wert der Fahrbahn lag jeweils bei 49 ± 1 .

Geschwindigkeit	60 km/h
Radlast	4220 N
Luftdruck	2,1 bar
Schräglaufwinkel	0°
Sturzwinkel	0°
Wasserhöhe	0,2 mm
Fahrbahnbelag	Asphalt 0/16

Tab. 4.7: Messbedingungen bei den Versuchen im Innentrommelprüfstand

Zusätzlich wurde die Rauigkeiten der Fahrbahn analog den Messungen auf den Contidrom-Fahrbahnen erfasst. An drei Stellen der Innentrommel, jeweils 120° versetzt, wurden mit dem Lasergerät je 10 und mit dem Nadelgerät je 4-5 Messungen aufgenommen. Da die Linearführung des Lasersensors für Messungen in der gekrümmten Trommel nicht geeignet ist, wurde die Trommel anstelle des Sensors verstellt. Über Markierungen auf der Fahrbahn (Aluminiumschienen) wurde die Verfahrensgeschwindigkeit für jede Messung ermittelt und bei der Weiterverarbeitung der Messwerte berücksichtigt.

5 Laborexperimente zu grundlegenden Phänomenen der Reibphysik

Bei den Bremsversuchen mit an PKWs montierten Reifen auf der Straße sind viele Einflussfaktoren wie die exakte Gleitgeschwindigkeit, die Untergrundrauigkeit oder die Umgebungstemperatur unbestimmt, da sie über den Verlauf des Bremsvorganges variieren oder nur ungenau erfassbar sind. Im Labor lassen sich die Bedingungen genauer kontrollieren und so die grundlegenden Einflussfaktoren Rauheit, Geschwindigkeit und Temperatur im Detail untersuchen. Mit der Reibrad-Apparatur wurden Versuche zu den grundlegenden Reibphänomenen durchgeführt. Hierbei wurden die Reibwerte auf 3 verschiedenen trockenen und mit Wasser, Paraffinöl und Vaseline als Lubrikanten benetzten Oberflächen bei verschiedenen Geschwindigkeiten verglichen. Aus dem Vergleich der verschiedenen Rauigkeiten und Lubrikanten kann auf die Gültigkeit der Reibtheorie geschlossen werden. Zu der Grundfrage, ob ein Lubrikant die Oberfläche vollständig bedeckt oder ob die Spitzen der Oberfläche einen direkten Kontakt zum Gummi haben, kann diese Versuchsreihe jedoch auch nur Hinweise und keine Nachweise liefern. Das Experiment wurde bei Bedingungen durchgeführt, die denen eines PKW-Reifens bei ABS-Bremse hinsichtlich des Gleitanteils so gut wie möglich entsprechen.

5.1 Charakterisierung des verwendeten Elastomers

Es wurde eine Probe mit einem amorphen Polymer und mit niedrigem Rußanteil hergestellt, damit die Elastizitätsmoduln bei hohen Frequenzen mit dem Masterverfahren möglichst sicher angegeben werden können.

5.1.1 Probenherstellung

Als Polymer wurde ein rußgefüllter Lösungs-SBR verwendet. Die Mischungen wurden in einem ineinandergreifenden Innenmischer (GK 1,5 E) mit 1,5 l Füllvolumen ca. 4 min lang geknetet. Anschließend wurden Teile des Vernetzersystems (Schwefel, CBS, DPG) auf einem Walzwerk zugegeben. Die Vernetzung erfolgte bei 160°C bis zur t_{90} -Zeit der Vulkametermessungen zuzüglich eine Minute pro mm Probendicke.

Bezeichnung	L-20
Polymer	Lösungs-SBR mit 25 % Vinyl, 25 % Styrolanteil (BUNA VSL 2525-0)
Rußtype	N 339
Füllgrad	20 phr
Volumen Füllstoff	9,2 %
Vulkanisierzeit t_{90}	6,63 min
Vernetzersystem	1,8 phr Schwefel, 1,2 phr CBS, 0,4 phr DPG 3,0 phr ZnO, 1,0 phr Stearinsäure
Alterungsschutzmittel	1,5 phr IPPD, 1,5 phr TMQ

Tab. 5.1: Rezeptur der Probenmischung für die Probe L-20

5.1.2 Frequenzabhängige mechanische Moduln

Der mechanische Schermodul wurde mit einer streifenförmigen Probe in Torsion bei einer Scheramplitude von 0,2% mit geringer Normalkraft im Frequenzbereich von 0,016 bis 16 Hz bei Temperaturen von -60 bis 60°C gemessen (vgl. Kap. 4.1). Die Temperaturabhängigkeit der Schermoduln für eine Frequenz von 1 Hz zeigt Abb. 5.1.

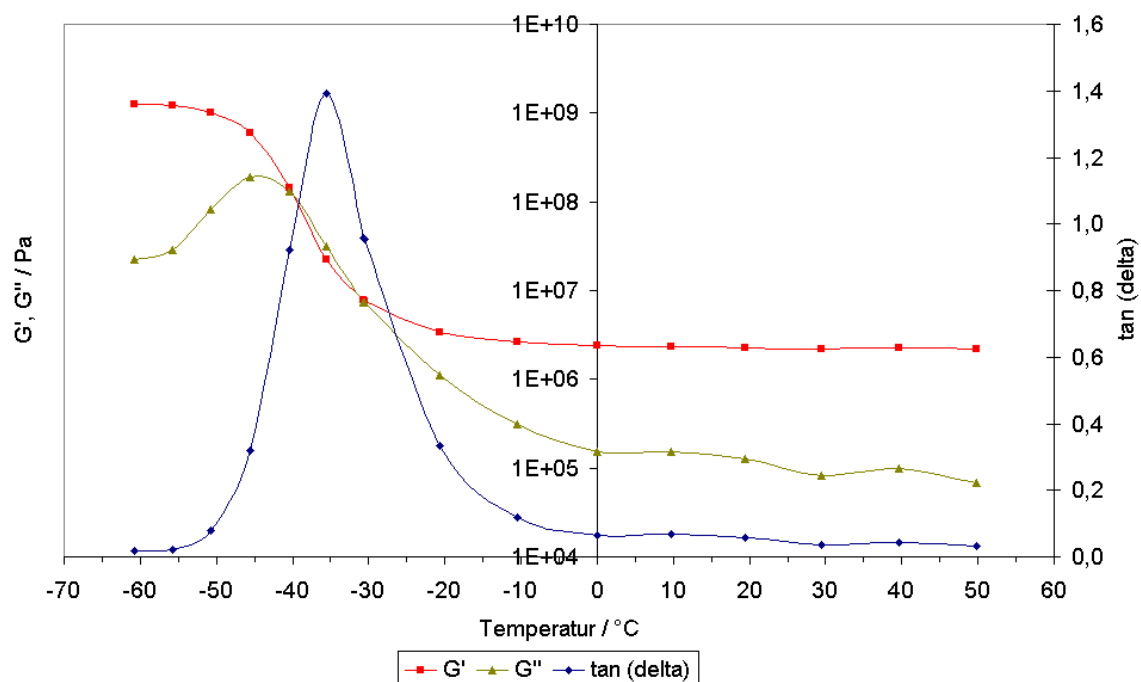


Abb. 5.1: Mechanische Moduln der Probe L-20 bei einer Frequenz von 1 Hz

Aus den Messkurven wurden im Masterverfahren die mechanischen Moduln bei hohen Frequenzen erzeugt. Die Verschiebungsfaktoren genügen oberhalb der Glas temperatur in guter Näherung der WLF-Gleichung (7), wie in Abb. 5.2 zu erkennen ist (vgl. Kap. 2.1.3). Unterhalb der Glas temperatur sind systematische Abweichungen zu erkennen; oberhalb von etwa 40°C steigt das durch die Messungenauigkeit der Apparatur verursachte Rauschen stark an, so dass die Verschiebungsfaktoren einen größeren Fehler aufweisen. Im interessierenden Bereich des Glasübergangs ist jedoch eine gute Beschreibung mit dem WLF-Zusammenhang möglich. Auf Grund des geringen Füllgrades ist keine vertikale Verschiebung notwendig. Die so erhaltenen Konstanten der WLF-Gleichung können nun dazu benutzt werden, die Verschiebungsfaktoren für verschiedene Temperaturen T_{ref} zu berechnen. So erhaltene Masterkurven sind in Abb. 5.3 dargestellt.

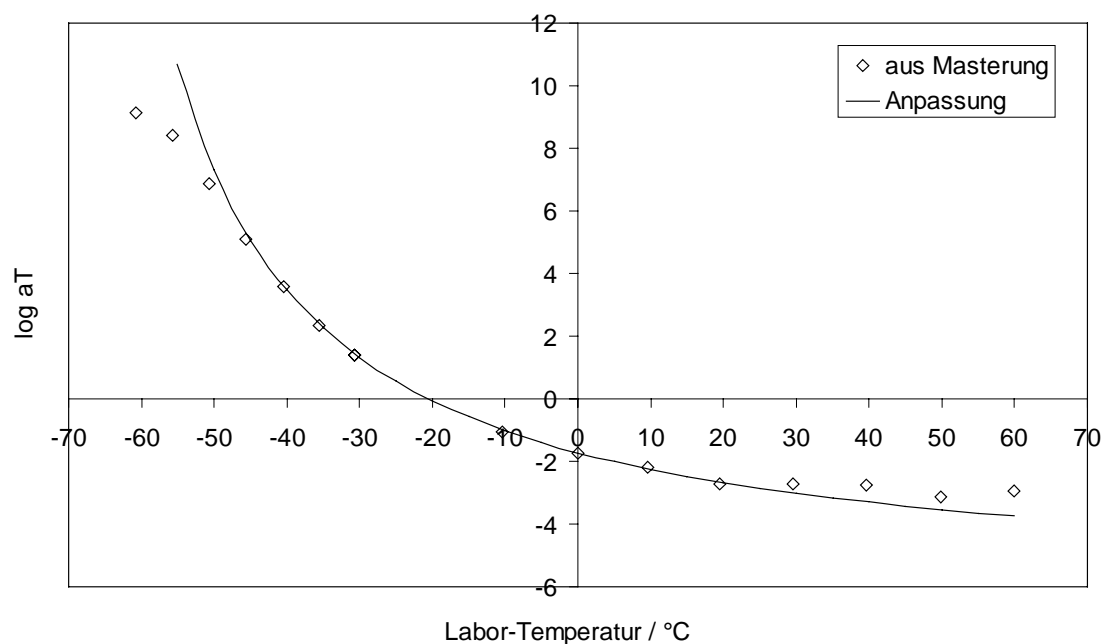


Abb. 5.2: Verschiebungsfaktoren a_T der Masterung über der Labortemperatur; die Anpassung im Bereich T_g bis $T_g + 50^\circ\text{C}$ ergibt die WLF-Konstanten $c_1 = 6,27$ und $c_2 = 54,58$.

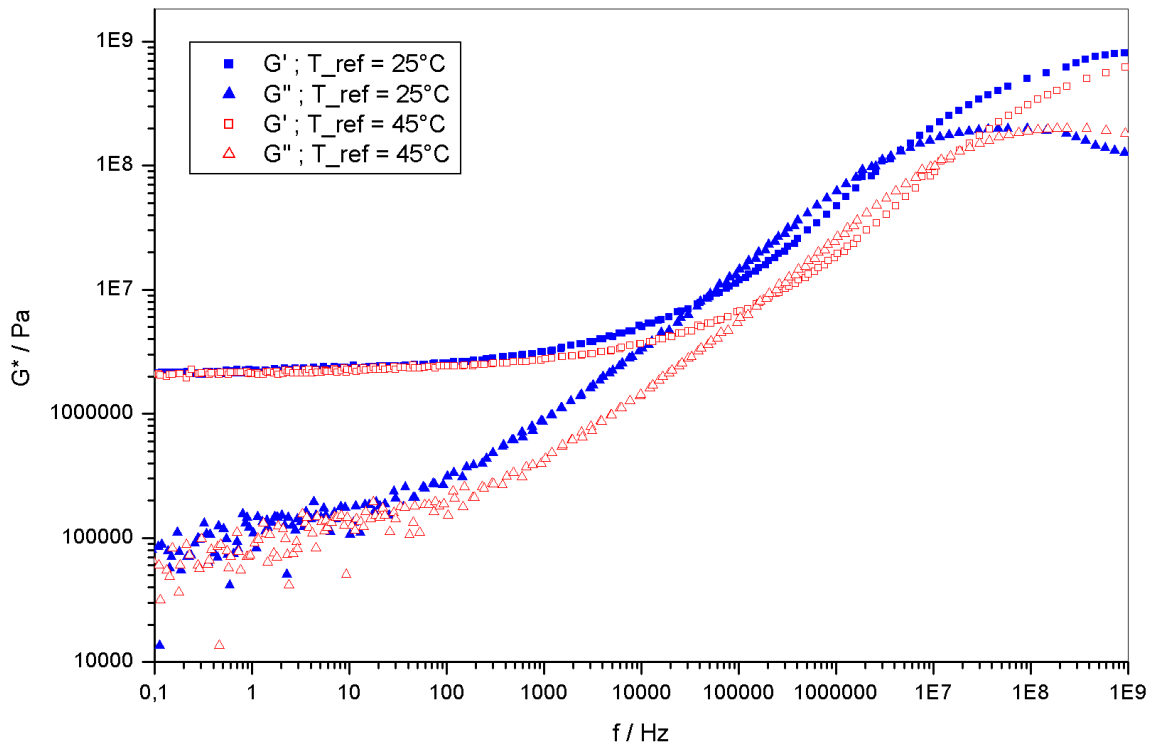


Abb. 5.3: Masterkurven für die Probe L-20 für zwei verschiedene Referenz-Temperaturen.

5.2 Rauheit der Reiboberfläche

Die Oberflächenrauigkeiten des Reibrades mit der Körnung 80 (SC80) wurde nach den in Kap. 4.2 angegebenen Methoden ermittelt: Es wurden mit Laser- und Nadelgerät je ca. 20 Profile aufgenommen. Beispiele sind in Abb. 5.4 gezeigt. Für die Berechnungen der Höhen-differenzkorrelationen und Höhenverteilungen wurde ein Computerprogramm in der Programmiersprache Delphi [36] geschrieben. Auf Grund der Homogenität der Oberfläche liefert hier die Nadelmessung ein gutes Abbild der Rauigkeit bei hoher Auflösung. Für die weitere Auswertung wurden deshalb die Profile der Nadelmessungen verwendet. Bei dieser Oberfläche wird – im Gegensatz zu den Messungen auf Straßenbelägen - der Cut-off-Punkt bei den Nadelmessungen erreicht und befindet sich auch in Übereinstimmung mit dem Cut-off-Punkt der Lasermessungen, wie in Abb. 5.6 zu sehen ist. Bei großen Wegdifferenzen ergeben beide Messmethoden den gleichen Plateauwert ξ_{\perp}^2 , aus dem man die Standardabweichung der Höhenverteilung $\sigma = \xi_{\perp} / \sqrt{2}$ ablesen kann.

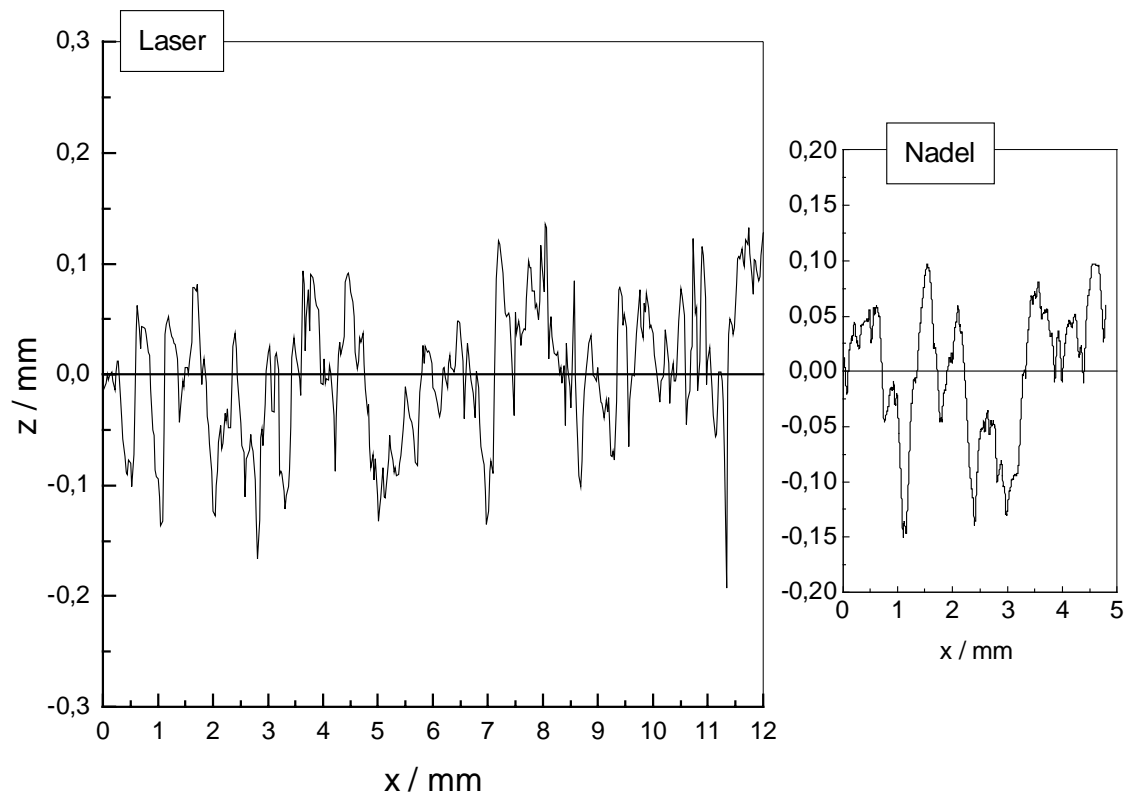


Abb. 5.4: Höhenprofile der Reibscheibe SC80, aufgenommen mit dem Laser- und dem Nadelgerät. Darstellung im gleichen Maßstab. Man beachte die stark überhöhte Darstellung.

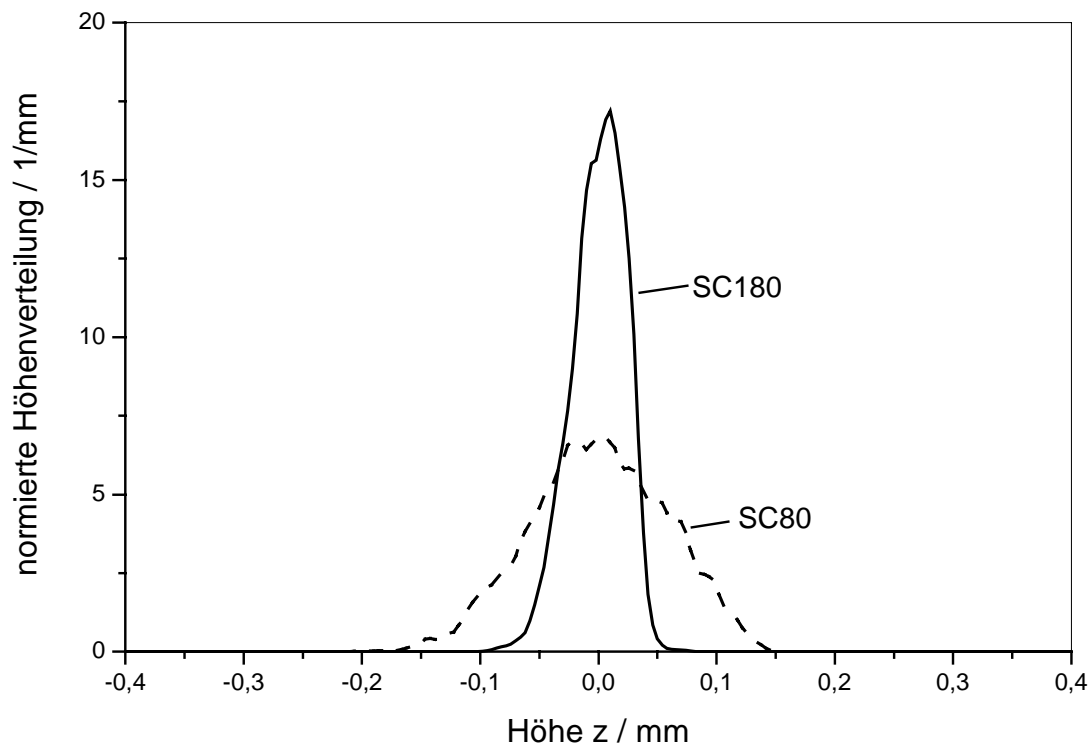


Abb. 5.5: Mittlere normierte Höhenverteilung der Reibscheiben SC80 und SC180; errechnet mit einer Schrittweite von 0,002 mm. Die Höhenverteilungen entsprechen der Wahrscheinlichkeitsdichte und sind über $\int \Phi(z) dz = 1$ normiert.

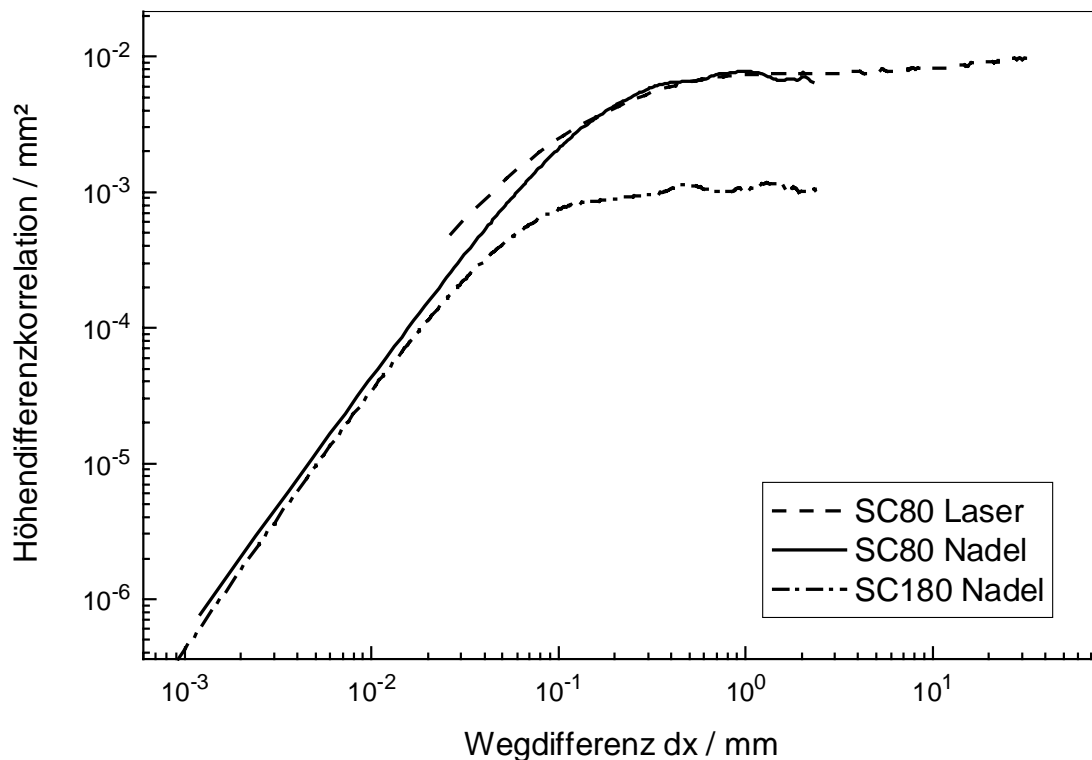


Abb. 5.6: Mittelwerte der Höhendifferenzkorrelationen für die Reibscheiben SC80 und SC180

Aus der Höhendifferenzkorrelation lassen sich die Oberflächendeskriptoren bestimmen. Sie sind in Tab. 5.2 angegeben. Die Funktionen $F_n(t)$ mit $n=0$, 0,5 und 1,5 werden ebenfalls für die Charakterisierung der Oberflächen benötigt. Sie werden in Kap. 5.4 vorgestellt.

5.3 Reibversuche am Reibrad

5.3.1 Wahl der Versuchsbedingungen

Die Reibeigenschaften und Kontaktbedingungen hängen wesentlich von den Umgebungseinflüssen wie Temperatur, Anpressdruck und Reibgeschwindigkeit ab. Für diese Untersuchungen wurden, damit hier ähnliche physikalische Phänomene auftreten, Bedingungen gewählt, die sich an den Bedingungen des ABS-Bremsens orientieren. Zieht man einen Vergleich zwischen der Rauheit des Reibrades und der Straße, kann man annehmen, dass das Reiben der Probe auf dem Reibrad dem Gleiten über einen einzelnen Stein vergleichbar ist (s. Tab. 5.2). Ein wesentlicher Unterschied in den Reibbedingungen besteht jedoch in der längeren Zeit der Beanspruchung: während ein Gummielement pulsartig für eine Zeitdauer im ms-Bereich belastet wird, wird beim Reibrad ein stabiler Zustand über mehrere Sekunden gehalten. Möglich

ist bei Reibgeschwindigkeiten über 0,1 m/s deshalb eine stärkere Aufheizung der Probe [27]. Ebenfalls wurde aus apparativen Gründen ein niedrigerer Druckbereich gewählt.

<u>Bedingungen beim Reibrad</u>	
Druck	0,03 bis 0,09 MPa
Aufstandsfläche	ca. 2 cm ²
Rauheit (SC80)	$\sigma = 0,059$; $\xi_{\perp} = 0,084$ mm ; $\xi_{\parallel} = 0,17$ mm ; D = 2,10
Rauheit (SC180)	$\sigma = 0,022$; $\xi_{\perp} = 0,032$ mm ; $\xi_{\parallel} = 0,064$ mm ; D = 2,09
Gleitgeschwindigkeit	0,04 bis 1 m/s
erreichter Reibwert μ (mit Wasser)	ca.1,0
<u>Bedingungen beim ABS-Bremsen (Abschätzungen)</u>	
Druck	ca. 0,3 MPa
Aufstandsfläche gesamt	130 cm ²
tatsächliche Kontaktfläche	ca. 20-25% der Gesamtfläche
Gleitgeschwindigkeit	$v \approx 1$ m/s
Steingröße für groben Asphalt	Durchmesser ca. 9 mm (Streuung von 6 bis 12 mm)
Rauheit der Straße	$\sigma \approx 0,4$ bis 0,8 mm; D = 2,35
Rauheit auf einzeltem Stein	$\sigma \approx 0,07$ mm; D = 2,10
erreichter Reibwert μ (nasse Straße)	ca. 0,5 bis 0,8

Tab. 5.2: Vergleich der Reibbedingungen

5.3.2 Ergebnisse und Interpretation der Versuche

Die Reibwerte wurden auf 3 verschiedenen trockenen und benetzten Oberflächen mit Wasser, Paraffinöl und Vaseline als Lubrikanten bei verschiedenen Geschwindigkeiten erhalten. Als Oberflächen wurden eine raue (Scheibe SC80) und eine feine (Scheibe SC180) Silizium-Karbid-Scheibe verwendet sowie eine im Vergleich dazu glatte Stahlscheibe (vgl. Kap. 4.3). Die Lubrikanten waren: Paraffinöl (Paraffin wax, Viskosität 193 mPas, Fluka 76234), Vaseline (Vaseline weiß, langfaserig, Carl Roth KG 5575) sowie Reinwasser (entkalktes Leitungswasser). Die Lubrikanten wurden bis zum Erreichen einer konstanten Benetzung ständig

nachgegeben. Zu beachten ist, dass die Silizium-Karbid-Scheiben porös sind, während die Stahlscheibe eine geschlossen glatte Oberfläche darstellt. Abrieb ist bei allen Bedingungen feststellbar vorhanden; bei den ölhaltigen Oberflächen setzt er sich zusätzlich in der Oberfläche fest, da er nicht fortgespült wird, so dass eine gewisse Oberflächenveränderung nicht ausgeschlossen ist. Die Reibwerte sind direkt bei den angegebenen Gleitgeschwindigkeiten bei Raumtemperatur gemessen (Temperatur des Lubrikanten ca. 23°C). Sie wurden also nicht, wie z.B. die Messungen von Grosch in [26], durch ein Masterverfahren erhalten.

Beim Betrachten der Ergebnisse (Abb. 5.7) kann man erkennen, dass die trockenen Oberflächen 2 bis 3mal so große Reibwerte wie die benetzten liefern. Auf der trockenen Stahlscheibe ist der Reibwert nur unsicher zu bestimmen, da die Probe eine starke Tendenz hat, an der Oberfläche zu haften und sich kein stabiler Gleitzustand einstellt; er liegt jedoch sehr hoch (etwa bei $\mu=4$). Auf den rauen Scheiben ist die Andeutung eines Maximums bei höheren Gleitgeschwindigkeiten zu erkennen; die Maxima lassen sich durch eine Horizontalverschiebung ineinander überführen. Auf der glatteren Scheibe SC180 wird das Maximum des Reibwertes bei niedrigerer Geschwindigkeit erreicht als auf der raueren Scheibe SC80, was der Erwartung entspricht [26]. Die kürzeren Rauigkeitswellenlängen der Scheibe SC180 führen offenbar zu höheren Frequenzen der Anregung, weshalb die Reibkurve auf der Geschwindigkeitsachse zu kleineren Geschwindigkeiten hin verschoben ist.

Bei den rauen Oberflächen verringert ein Lubrikant den Reibwert wie erwartet. Öl ergibt einen niedrigeren Reibwert als Wasser, da es sich schlechter verdrängen lässt und so einen dickeren Film ergibt. Vaseline besitzt eine ähnliche Zusammensetzung wie das Paraffinöl, aber eine höhere Viskosität; daraus ist verständlich, dass die Reibwerte noch unter den mit Öl erhaltenen liegen. Bei der Stahloberfläche ist die Reihenfolge umgekehrt: hier schwimmt die Probe auf dem Lubrikanten auf und es entsteht ein durchgehender Film, bei dem die Viskosität für die Reibkraft ausschlaggebend ist. Mit wasserbenetzter Stahloberfläche ergab sich kein stabiler Gleitzustand, sondern ein Wechseln zwischen Haften und Gleiten, da die Oberfläche teilweise trockengerieben wurde. Mit zunehmender Geschwindigkeit nimmt hier anscheinend die Filmdicke zu, bis schließlich ein dem Aquaplaning ähnlicher Zustand mit einem sehr geringen Reibwert erreicht wird. Auffallend ist der unterschiedliche Verlauf bei Wasser und Paraffinöl sowie Vaseline auf den rauen Oberflächen: während der Reibwert mit Wasser über der Gleitgeschwindigkeit nahezu konstant bleibt, steigt er bei den mit Paraffinöl oder Vaseline benetzten Oberflächen im untersuchten Bereich stetig an.

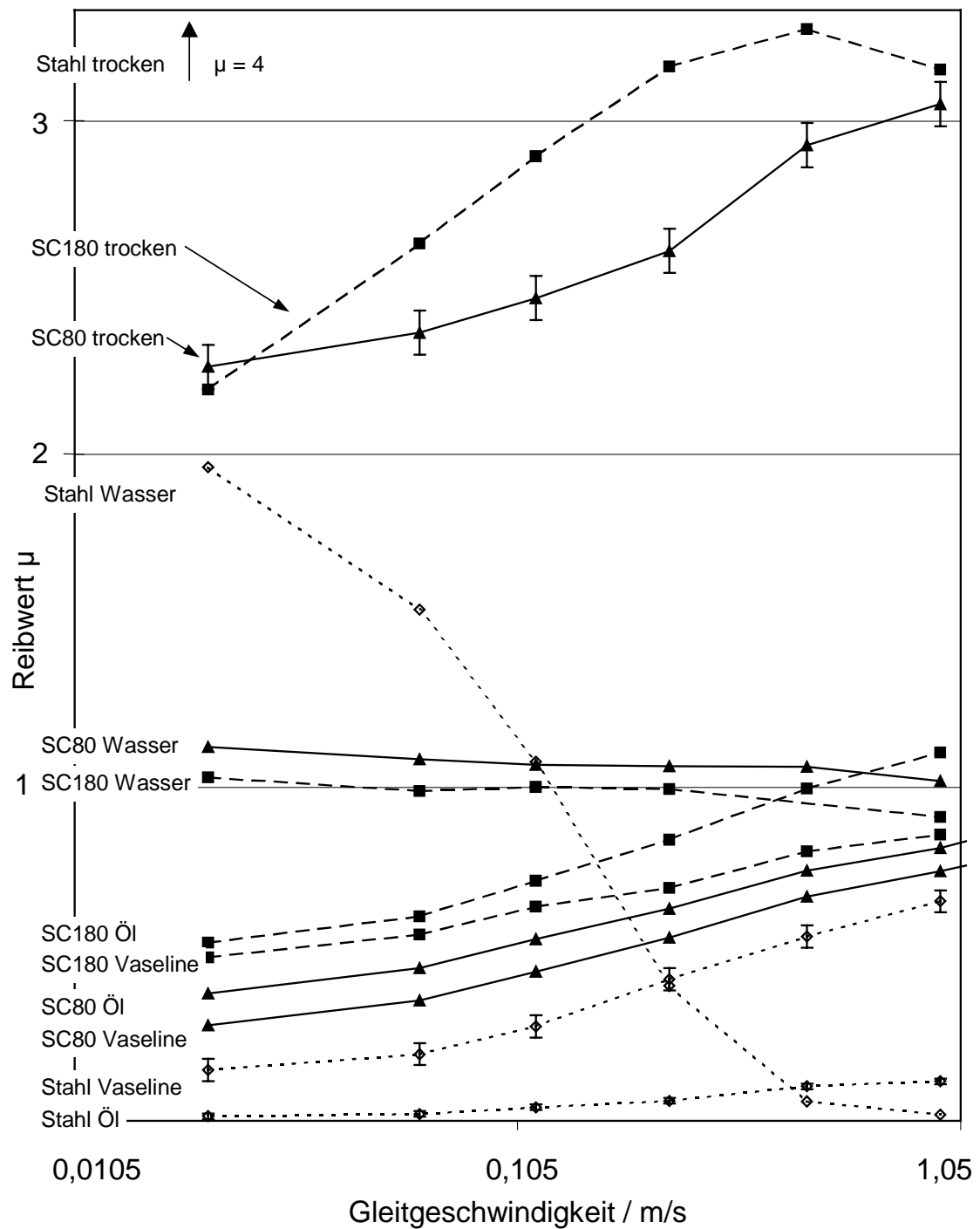


Abb. 5.7: Reibwerte der Probe L-20 (SBR mit 20 phr Ruß) auf den Oberflächen Stahl, Silizium-Karbid 80 (SC80, grobe Körnung) und Silizium-Karbid 180 (SC180, feine Körnung) mit verschiedenen Lubrikanten

Der *Einfluss der Rauigkeiten* lässt sich über die frequenzabhängige Anregung erklären: Bei Paraffinöl und Vaseline liegen die Reibwerte der 180er Oberflächen über denjenigen der 80er Oberfläche; die Oberfläche mit der kleineren Rauigkeitswellenlänge ergibt also bei gleicher Geschwindigkeit die höheren Reibwerte. Eine kleinere Wellenlänge auf der Oberfläche resultiert bei gleicher Reibgeschwindigkeit in einer höheren Anregungsfrequenz, deshalb ist die Reibwertkurve der Oberfläche mit der feineren Rauheit zu niedrigeren Geschwindigkeiten verschoben und liegt also nur scheinbar über der Reibwertkurve der raueren Oberfläche. Bei der mit Wasser benetzten Oberfläche liegen die Reibwerte der feineren Oberfläche leicht unter den Reibwerten der raueren Oberfläche. Man kann das damit erklären, dass bei der raueren Oberfläche das Wasser besser verdrängt werden kann.

Das *Zwischenmedium* beeinflusst wesentlich die tatsächliche Kontaktfläche und über das Ausfüllen von Hohlräumen auch die Form des zugänglichen Profils. Dabei ist zu beachten, dass sowohl das Gummi als auch der Stahl hydrophob sind und deshalb schlecht von Wasser benetzt werden. Dagegen bewirken das Paraffinöl mit den gesättigten Kettenmolekülen sowie die Vaseline eine geringe Grenzflächenspannung und eine gute Benetzung des Gummis. Man kann also annehmen, dass die Fläche tatsächlichen Kontaktes mit Wasser als Zwischenmedium größer ist als mit Paraffinöl. Der konstante Verlauf der Reibwerte mit Wasser ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass wie bei der Stahloberfläche mit der Geschwindigkeit die Filmdicke ansteigt und die abnehmende Kontaktfläche den Aufwärtstrend der Reibeffekte ausgleicht. Eine andere Erklärung ist, dass durch trockene Kontaktstellen, deren Fläche mit der Geschwindigkeit zunimmt, eine deutliche Temperaturerhöhung stattfindet, die die Reibwerte erniedrigt (vgl. [27]). Öl wird wegen seiner höheren Viskosität schlechter verdrängt als Wasser und ergibt daher generell niedrigere Reibwerte.

Roberts [66] zeigt, dass polare Substanzen wie Seifen direkten Kontakt zwischen Oberfläche und Gummi verhindern. Es besteht demnach bei reinem Wasser auf glatten Oberflächen eher Kontakt zwischen Reibkörper und Oberfläche als bei seifigem Wasser, was auf eine Reduzierung der Oberflächenspannung zurückgeführt wird (vgl. Abb. 2.8). Grosch [68] schildert, dass bei Zugabe von Seife als Phasenvermittler das „Adhäsionsmaximum“ verschwindet; das bedeutet im untersuchten Geschwindigkeitsbereich ein Absinken der Reibwertkurve (vgl. Abb. 2.7). Dieser Effekt wurde auch hier in einer weiteren Versuchsserie beobachtet, bei der das Reinwasser mit bis zu 6 Vol% Seifenlösung (Pril) versetzt wurde. Der Verlauf der Reib-

wertkurve ist demnach durch Variation der Oberflächenspannung so zu beeinflussen, dass die Reibwertkurve vom wasserartigen Verlauf auf den ölartigen Verlauf absinkt.

Zusammenfassend kann die Interpretation aufgestellt werden, dass mit Öl als Lubrikant die beste Bedeckung der Oberfläche und der geringste Anteil an trockenen Kontaktstellen auftritt, demnach die reinste Form der Deformationsreibung vorliegen sollte. Dies soll im folgenden Kapitel dazu genutzt werden, die hier vorliegenden Daten mit der Berechnung der Hysteresereibung zu vergleichen.

5.4 Berechnung der Hysteresereibung

Da das verwendete Elastomer L-20, eine relativ zuverlässige Bestimmung des dynamischen Moduls bei hohen Frequenzen erlaubt und auch die Oberflächenkenngrößen der Reibradscheibe SC80 gut klassifiziert werden können, wurden geschwindigkeitsabhängige Reibkurven der Hysteresereibung berechnet. Dazu muss zunächst für die Bestimmung der dynamischen Eindringtiefe die Oberfläche näher beschrieben werden. Eingangsgrößen für diese Berechnung ist die Höhenverteilung; daraus werden die Greenwood-Williamson-Funktionen $F_n(t)$ nach Gl. (19) berechnet. Die Größe t gibt die Höhe d über dem Profilmittel im Verhältnis zu der Standardabweichung der Höhenverteilung an; bei gegebener mittlerer Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ lässt sich mit $F_1(t)$ und Gl. (20) auf d schließen. In Abb. 5.8 ist diese zusätzliche Oberflächencharakterisierung gezeigt.

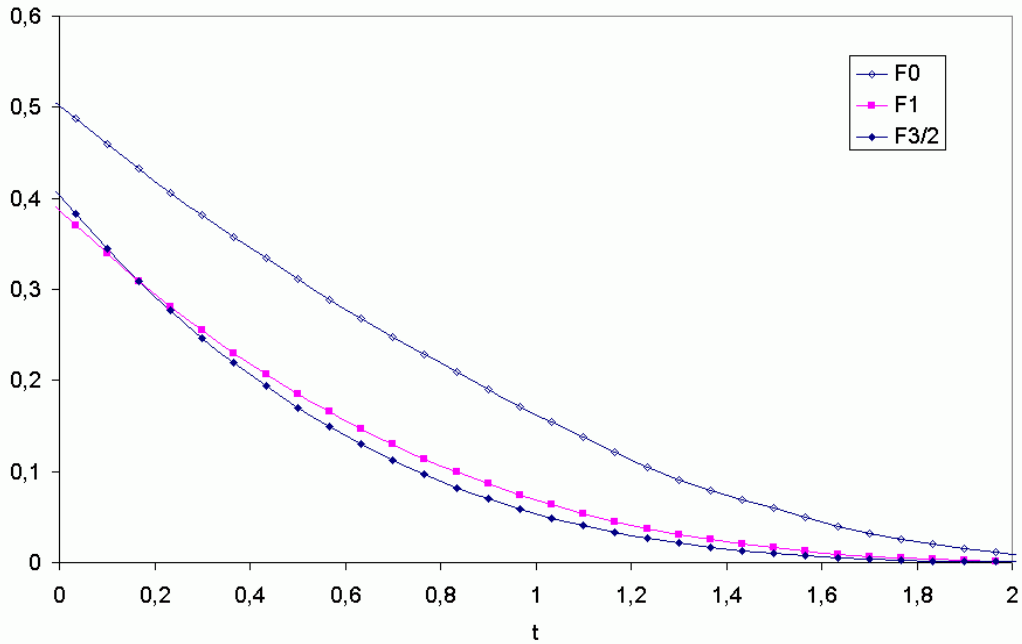


Abb. 5.8: Greenwood-Williamson-Funktionen $F_n(t)$ für $n=0$, 1 und $3/2$ für die Oberfläche SC80. Die Größe t gibt die Höhe d über dem Profilmittel bezogen auf die Standardabweichung der Höhenverteilung an

5.4.1 Berechnung der Eindringtiefe

Eine Berechnung der mittleren Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ ist über Gl. (23) möglich, wenn ein Zusammenhang zwischen den Funktionen $F_1(t)$ und $F_{3/2}(t)$ angegeben werden kann. Dieser Zusammenhang ist in sehr guter Näherung ($R^2=1,00$) als

$$\begin{aligned}
 F_1(t) &= 0,8776 F_{3/2}(t)^{0,875} \quad \text{für die Reibscheibe SC80 und} \\
 F_1(t) &= 1,3102 F_{3/2}(t) - 0,9789 F_{3/2}(t)^2 \quad \text{für die Reibscheibe SC180}
 \end{aligned}
 \tag{38}$$

gegeben. Für den dynamischen Elastizitätsmodul $E'(\omega_{\min})$ wird die Abschätzung $E^*(f) = 3 G^*(f)$ verwendet (vgl. z.B. [52]). Der Druck wurde entsprechend den experimentellen Bedingungen bei einer Kraft von 6 N auf eine Fläche von ca. 2 cm^2 zu $\sigma_0 = 0,03 \text{ MPa}$ angenommen. Das Ergebnis zeigt Abb. 5.9. Die Geschwindigkeitsabhängigkeit resultiert hier nur aus der Geschwindigkeitsabhängigkeit der minimalen Anregungsfrequenz $\omega_{\min} = 2\pi\nu/\xi_{\parallel}$, also bewirkt das Ansteigen des elastischen Moduls $E'(f)$ mit der Frequenz eine sinkende Eindringtiefe des Elastomers in die Oberfläche. Die sich ausbildende Stufe entsteht durch den beginnenden Übergang in den Glaszustand mit steigender Frequenz und verschiebt sich mit steigender

Temperatur zu höheren Frequenzen. Man beachte, dass man für eine Eindringtiefe $\langle z_p \rangle = 2 \mu\text{m}$ über Gl. (20) und die Funktion $F_1(t)$ eine freie Höhe $d = 89 \mu\text{m}$ über dem Profilmittelwert erhält, das Elastomer also nur Kontakt mit den obersten „Spitzen“ hat (vgl. Abb. 5.4).

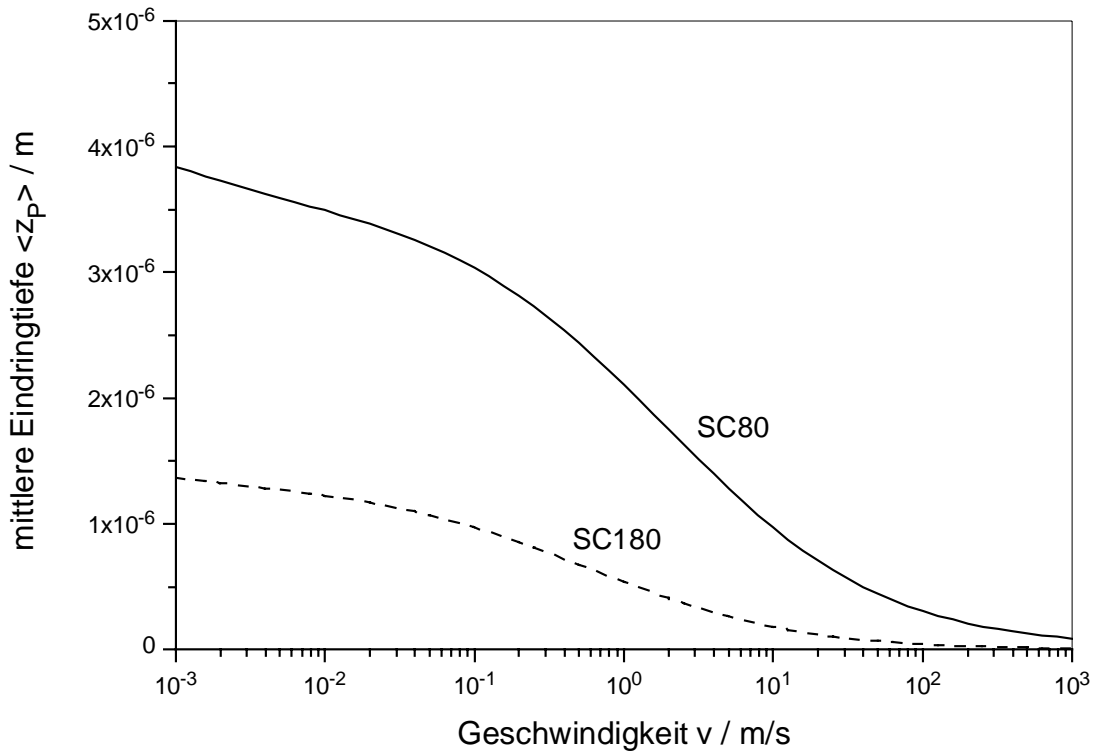


Abb. 5.9: Mittlere Eindringtiefe für das Elastomer L-20 und die Oberfläche SC80 und SC180 in Abhängigkeit der Gleitgeschwindigkeit bei einer Referenztemperatur $T_{\text{ref}} = 25^\circ\text{C}$

5.4.2 Berechnung der Hysteresereibkurven

Die spektrale Leistungsdichte der Anregung wird in Gl. (28) über die Oberflächenparameter (fraktale Dimension D , cut-off-Punkt $(\xi_{\parallel}, \xi_{\perp})$) und die Gleitgeschwindigkeit festgelegt. Der Reibwert der Hysteresereibung ergibt sich dann aus (27)-(29) zu

$$\mu_H(v) = \frac{1}{4\pi} \frac{\langle z_p \rangle (6 - 2D) \xi_{\perp}^2}{\sigma_0 \xi_{\parallel} v^2} \int_{\omega_{\min}}^{\omega_{\max}} \omega \left(\frac{\omega}{\omega_{\min}} \right)^{-(7-2D)} E''(\omega) d\omega \quad (39)$$

und wurde durch numerische Integration mit Hilfe des Mathematikpaketes Maple [77] ermittelt. Es zeigte sich, dass die obere Grenzfrequenz ω_{\max} in diesem speziellen Fall einen ver-

nachlässigbar geringen Einfluss auf den Hysteresereibwert hat; sie wurde deshalb auf $\omega_{\min} = v/\lambda_{\min}$ mit $\lambda_{\min} = 1\mu\text{m}$ festgesetzt.

Um die Bedeutung der Eindringtiefe zu illustrieren, ist in Abb. 5.10 neben der komplett berechneten Reibwertkurve der Reibwert $\mu^* = \mu / \langle z_p \rangle$, d.h. der Reibwert ohne Berücksichtigung der Eindringtiefe, dargestellt. Die mittlere Eindringtiefe $\langle z_p \rangle$ bestimmt das angeregte Volumen nach Gl. (26), also gibt μ^* ein Maß für den Reibwert an, der zu erwarten wäre, wenn das angeregte Volumen als geschwindigkeitsunabhängig angenommen würde. In Abb. 5.10 kann man erkennen, dass das Absinken der Eindringtiefe die Lage des Maximums der Reibwertkurve um mehrere Dekaden zu tieferen Geschwindigkeiten verschiebt. Es ist also festzuhalten, dass in der Theorie die Eindringtiefe eine wichtige Rolle für die Lage des Reibwert-Maximums spielt.

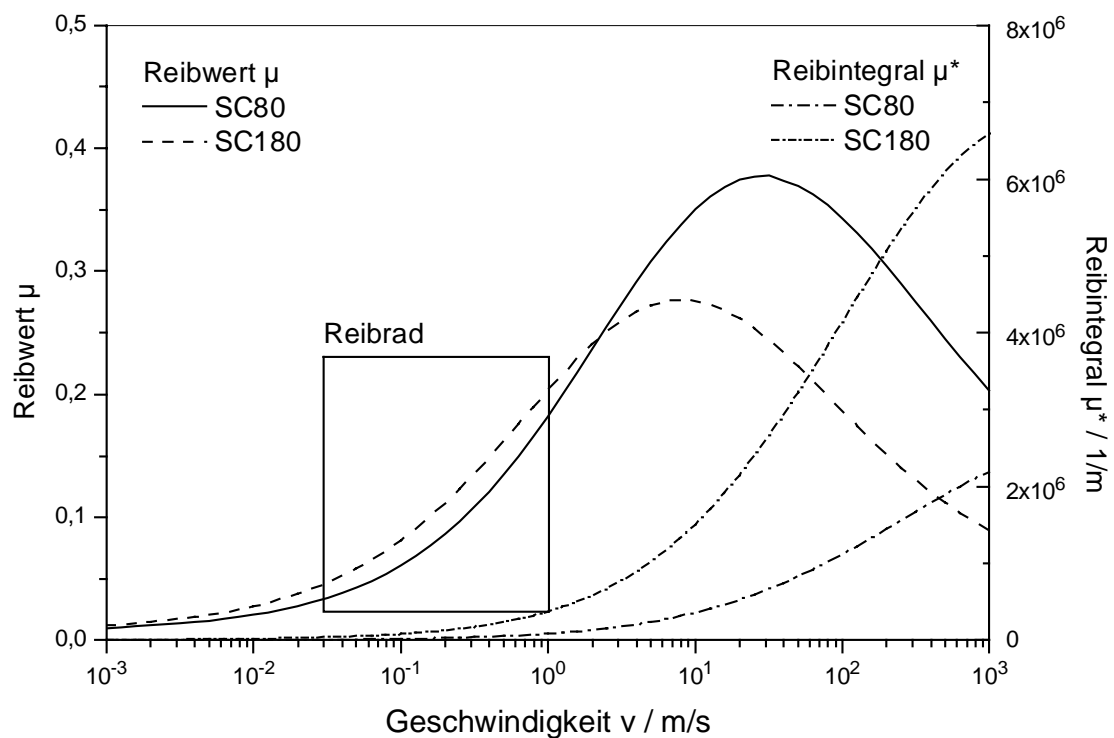


Abb. 5.10: Berechneter Hysteresereibwert μ für das Elastomer L-20 und die Oberflächen SC80 und SC180 in Abhängigkeit der Gleitgeschwindigkeit bei einer Referenztemperatur $T_{\text{ref}} = 25^\circ\text{C}$; μ^* bezeichnet den Hysteresereibwert ohne Berücksichtigung der Eindringtiefe (s. Text). Der experimentell zugängliche Bereich des Reibrades ist hervorgehoben.

Die berechneten Hysteresereibkurven ergeben einen dem Experiment entsprechenden Verlauf, wenn man mit den Reibkurven mit Ölbenetzung vergleicht (s. Abb. 5.7). Die Lage des Maximums auf der Geschwindigkeitsachse wird realistisch getroffen. Allerdings steigt die berechnete Reibwertkurve deutlich steiler an als die gemessene und liegt bei niedrigeren Werten.

Die relative Lage der Reibkurven der verwendeten Oberflächen wird mit der Hysteresereibungstheorie in guter Übereinstimmung mit dem Experiment berechnet: In Abb. 5.10 sind die über einen großen Geschwindigkeitsbereich berechneten Reibkurven gezeigt, während die experimentell gemessenen Werte in Abb. 5.7 dargestellt sind. Die Hysteresereibung sagt für die glattere Reibscheibe (SC180) eine Reibkurve mit einem niedrigeren Maximum voraus. Trotz des niedrigeren Maximalwertes liegt die berechnete Reibkurve im untersuchten Geschwindigkeitsbereich in guter Übereinstimmung mit dem Experiment unter der Reibkurve der rauen Reibscheibe (SC80). Der Abstand zwischen beiden Kurven ist übereinstimmend kaum geschwindigkeitsabhängig. Wenn eine höhere Elastomertemperatur angenommen wird, verschieben sich die Reibwertkurven entsprechend den viskoelastischen Moduln zu höheren Geschwindigkeiten (s. Abb. 5.11) und der Hysteresereibwert sinkt ab.

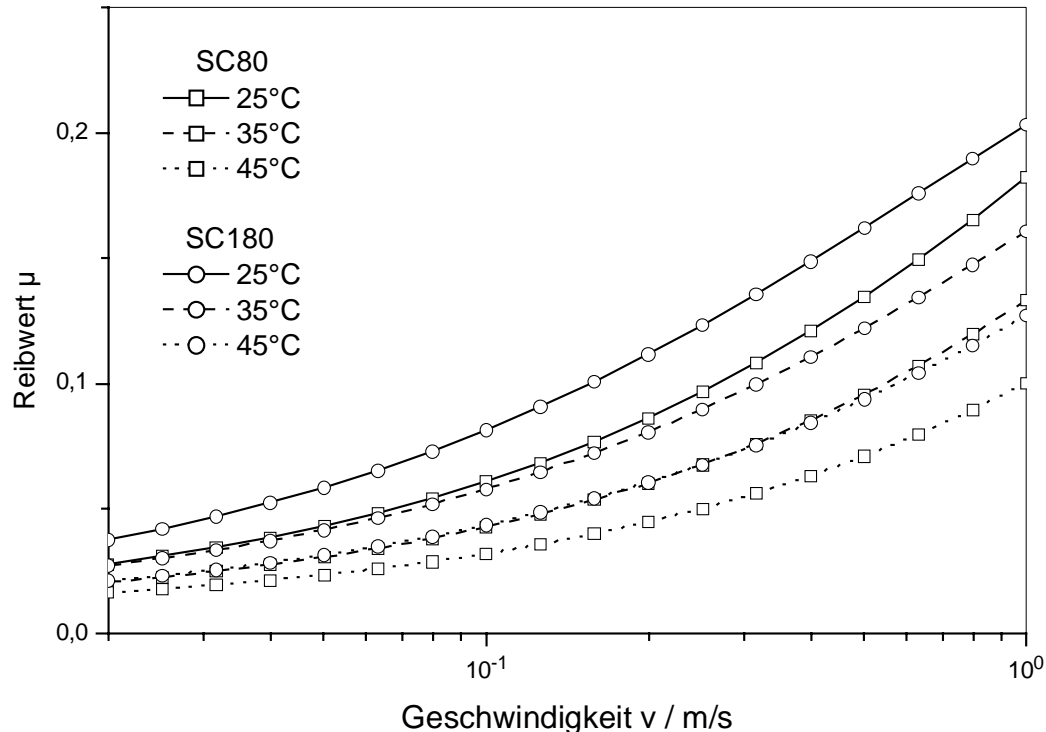


Abb. 5.11: Berechneter Hysteresereibwert μ für das Elastomer L-20 und die Oberflächen SC80 und SC180, dargestellt im experimentell untersuchten Geschwindigkeitsbereich für verschiedene Referenztemperaturen

Die Ursachen dafür, dass die berechneten Reibkurven in einem zu niedrigen Bereich liegen, sind vermutlich in den Annahmen der Theorie zu finden: Zum einen wird das angeregte Volumen als proportional zur Eindringtiefe abgeschätzt (Gl. (26)), was bei einer inhomogenen Deformation des Elastomers nicht realistisch ist. Hier könnte eine Abschätzung höherer Ordnung eine Korrektur bewirken. Zum anderen wird die Deformation als vorherrschend uniaxial angenommen; bei der Deformation durch eine raue Oberfläche treten jedoch auch komplexere Deformationszustände auf. Hier lässt die erst kürzlich von Persson vorgestellte Theorie [60], die allgemeine Deformationszustände mit einbezieht, Verbesserungen erhoffen. Ein Grund dafür, dass die berechneten Reibkurven eine größere Steigung aufweisen als im Experiment beobachtet, kann in der Probenerwärmung bei den hohen Reibgeschwindigkeiten liegen, die nicht ausgeschlossen werden kann [27][65]. Bei Erhöhung der Temperatur verschieben sich die viskoelastischen Moduln entlang der Frequenzachse zu höheren Frequenzen. Wird bei der Berechnung der Reibkurve eine höhere Elastomertemperatur angenommen, so sinkt der Reibwert im betrachteten Geschwindigkeitsbereich ab, wie man aus dem Temperaturverhalten der Reibkurven ablesen kann (vgl. Abb. 5.11).

Sowohl die trockenen Oberflächen als auch die wasserbenetzten ergeben eine andere Geschwindigkeitsabhängigkeit als die ölbenetzten Oberflächen. Die letztgenannten können qualitativ gut mit der Hysteresereibung beschrieben werden. Die vorgestellten Untersuchungen legen insgesamt die Deutung nahe, dass zumindest mit Wasser als Lubrikant die Adhäsionsreibung einen erheblichen Anteil hat.

6 Reifenversuche auf der Straße und im Innentrommelprüfstand

Mit den Bremsversuchen mit Reifen auf nasser Straße wird derjenige Wert erhalten, der für die Bewertung des Reibwertes zwischen Reifen und Fahrbahn im Rahmen dieser Arbeit letztendlich maßgeblich ist. Hier wird, da die Versuche mit realen Fahrzeugen auf der Straße stattfinden, die Qualität eines Reifens praxisnah wiedergegeben. Bekannt ist, dass sich je nach Reifenprofil, Fahrbahn, Außentemperatur und natürlich Laufflächenmischung sehr unterschiedliche Reibwerte ergeben. Deshalb soll zunächst der Einfluss der genannten Parameter auf den Reibwert zwischen Reifen und Fahrbahn dargestellt und dann mit den vorhandenen Informationen über Mischungen und Fahrbahnen der Hysteresereibwert berechnet werden.

6.1 ABS-Nassbremsversuche und Innentrommel-Messungen

6.1.1 Laufflächenmischungen der Versuchsreifen

Die Laufflächen der Reifen bestehen aus typischen Reifenmischungen und weisen in Bezug auf ihre Nassrutscheigenschaften eine für praxisähnliche Mischungen breite Spreizung auf. Die Bezeichnungen und Mischungseigenschaften sind in Tab. 6.1 angegeben.

Bezeichnung	Härte Shore A	Polymere	Füllstoff
PT 1	65	SBR	Ruß
PT 2	52	NR / BR	Silica
PT 3	72	NR / SBR	Silica
PT 4	65	NR / SBR	Silica
PT 5	62	SBR	Ruß
PT 6	62	NR / BR	Silica

Tab. 6.1: Mischungszusammensetzung der Laufstreifenmischungen

6.1.2 ABS-Nassbremsversuche auf der Straße

Die Versuchsreihen auf verschiedenen Fahrbahnen wurden mit Reifen mit drei unterschiedlichen Reifenprofilen durchgeführt: Glattreifen, Sommer- und Winterprofil. Bei dem Glattreifen ist kein Querprofil vorhanden, um den Einfluss der Profilform sowie der Klotzdeformation der Profilklötze auszuschließen; es sind lediglich drei Längsrillen zur Wasserverdrängung und Vermeidung von Aquaplaning angebracht. Weiterhin wurden ein Sommer- und ein Winterprofil verwendet, so dass der Profileinfluss getrennt von dem Mischungs- und Straßenoberflächeneinfluss betrachtet werden kann. Bei dem Winterprofil sind im Unterschied zum Sommerprofil die Profilelemente lamelliert und haben dadurch eine geringere Klotzsteifigkeit; die Profilklötze lassen sich also auf Grund ihrer Geometrie leichter verformen. Die 4 verwendeten Fahrbahnen sind in Kap. 4.4 beschrieben und werden in Kap. 6.3 hinsichtlich ihrer Oberflächenrauigkeit charakterisiert. In den Reifen kamen 6 Lauflflächenmischungen zur Anwendung, sie werden in Kap. 6.2 charakterisiert.

Es wurden drei Versuchsreihen durchgeführt: zuerst im Herbst bei einer Soll-Außentemperatur von 15°C, danach im Winter bei 5°C und schließlich im Sommer bei 25°C. Die Ergebnisse wurden in der in Kap. 4.4 beschriebenen Weise erhalten und sind in Anhang 9.2 in Tab. 9.1 aufgeführt..

In Abb. 6.1 bis Abb. 6.4 ist je eine Auswahl der Reibwerte dargestellt, um die Auswirkung von Fahrbahn, Mischung, Umgebungstemperatur und Reifenprofil zu veranschaulichen. Grundsätzliche Tendenzen lassen sich aus den Mittelwerten in den ersten beiden Abbildungen herauslesen: In Abb. 6.1 sind die mittleren Reibwerte, die auf jeder einzelnen Fahrbahn erreicht werden, dargestellt. Hier ist die Reihung der Fahrbahnen klar zu erkennen; sie ist ähnlich unter allen Testkonditionen. Bei höheren Testtemperaturen liegen die Reibwerte allerdings enger zusammen. Die Mischungen (vgl. Abb. 6.2) teilen sich grob gesehen in drei Gruppen auf: den niedrigsten Reibwert ergeben die Mischungen PT2 und PT5, in der Mitte liegen die Mischungen PT1 und PT6, während fast immer die Mischungen PT3 und PT4 die besten Reibergebnisse liefern.

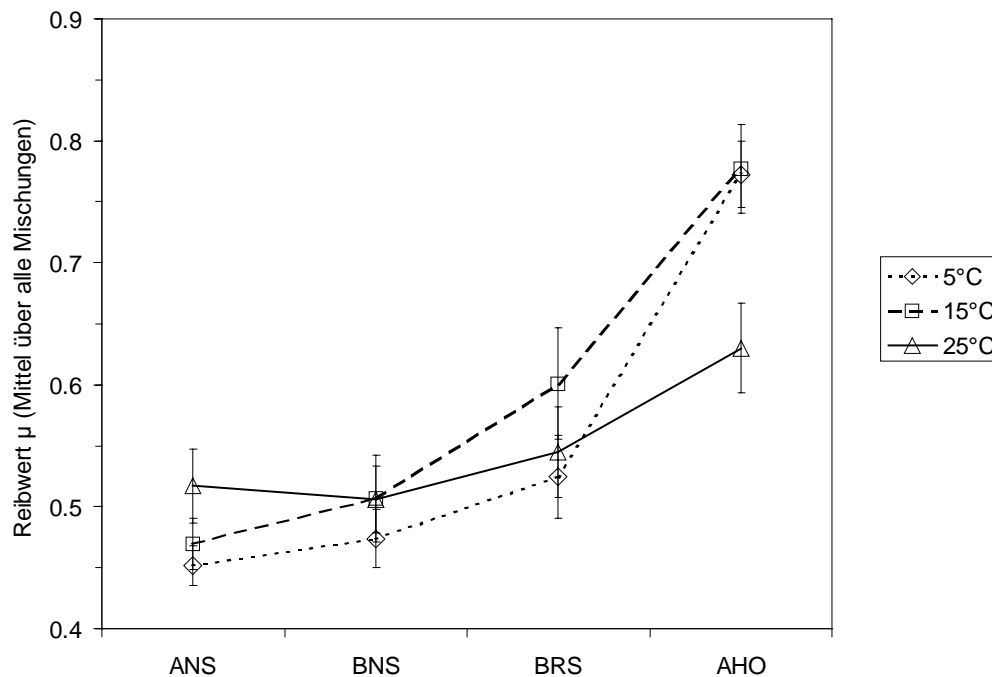


Abb. 6.1: Vergleich der Fahrbahnen: Reibwerte (Mittelwert über alle Mischungen) für den Glattreifen. Die Fahrbahnen sind: Asphalt-normal Schiene (ANS), Beton-normal Schiene (BNS), Beton-rau Schiene (BRS) und Asphalt-hoch μ Oval (AHO). Als Fehler ist die einfache Standardabweichung des Mittelwertes eingetragen. Die Linien verbinden die Versuchsreihen 5°C, 15°C und 25°C.

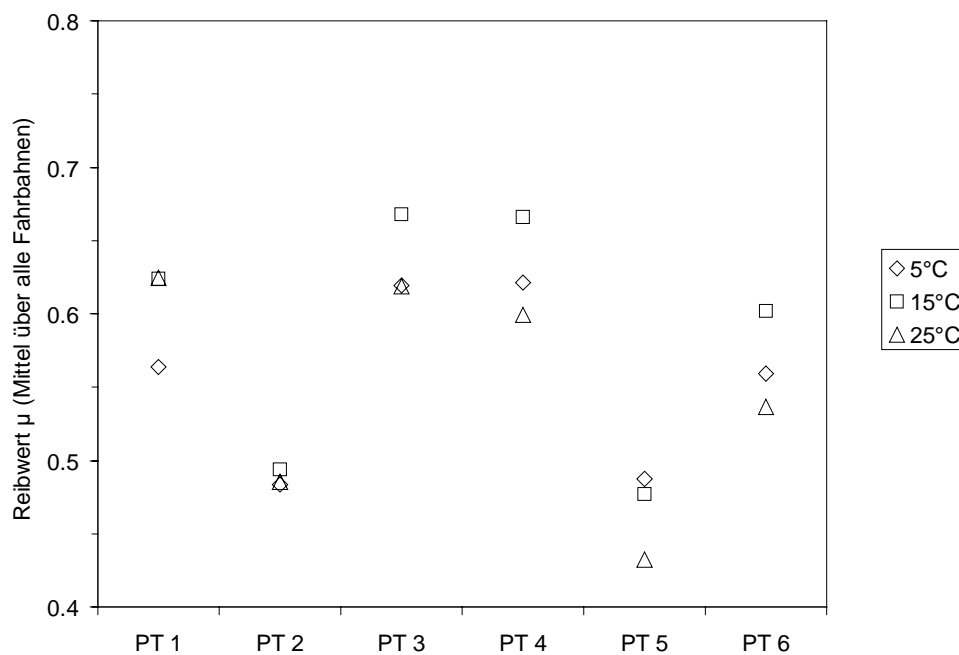


Abb. 6.2: Vergleich der Mischungen: Reibwerte (Mittelwert über alle Fahrbahnen) für den Glattreifen.

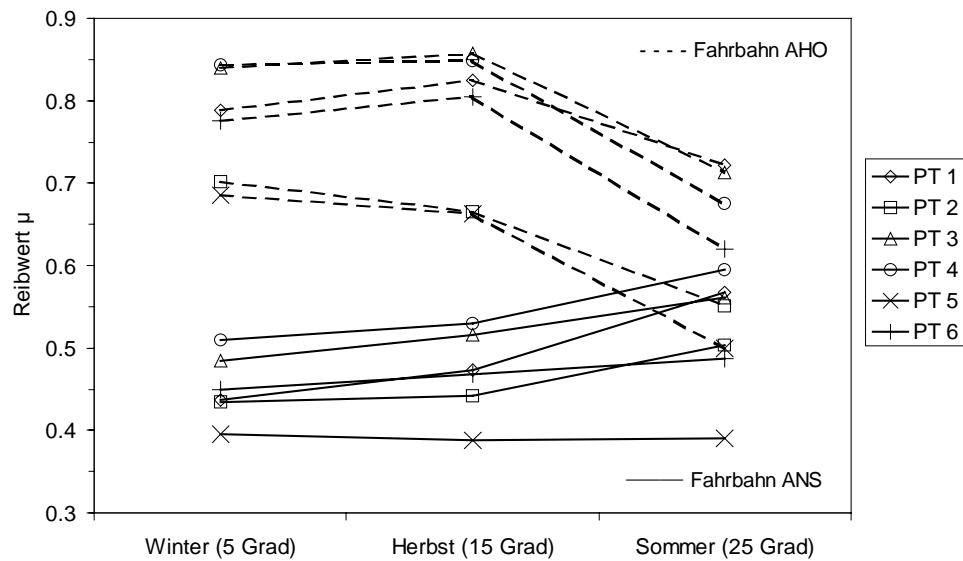


Abb. 6.3: Vergleich der Versuchsreihen: Reibwerte der Bremstests für den Glattreifen für die Fahrbahnen Asphalt-normal Schiene (ANS) und Asphalt-hoch μ Oval (AHO).

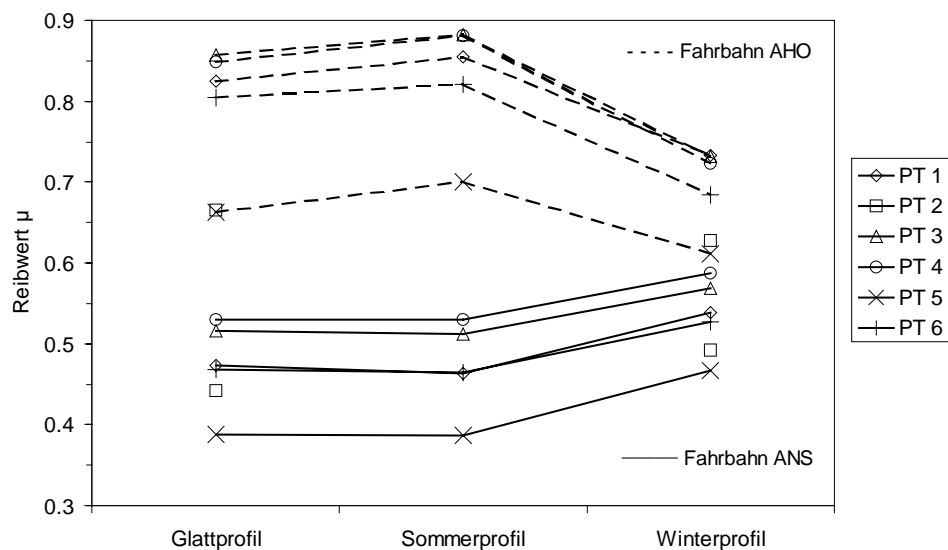


Abb. 6.4: Vergleich der Reifenprofile: Reibwerte der Bremstests für die Versuchsreihe 15°C für die Fahrbahnen Asphalt-normal Schiene (ANS) und Asphalt-hoch μ Oval (AHO).

Obwohl sich die Mischungen auf den verschiedenen Fahrbahnen unterschiedlich verhalten, findet sich diese Reihung der Mittelwerte auch in den meisten Einzelwerten wieder (vgl. Abb. 6.3). Betrachtet man den Verlauf der Reibwerte mit der Umgebungstemperatur auf den beiden Fahrbahnen mit dem höchsten und dem niedrigsten Reibwert, dann erkennt man ein gegenläufiges Temperaturverhalten: steigen die Werte auf der Fahrbahn ANS generell mit der Temperatur an, so sinken sie auf der Fahrbahn AHO im Mittel ab. Da der Verlustmodul mit der Temperatur abfällt, wäre grundsätzlich ein abfallender Reibwert zu erwarten, demnach ist nur das Temperaturverhalten auf der Fahrbahn AHO direkt aus dem mechanischen Modul verständlich. Auffällig ist, dass bei höherer Temperatur die Mischung PT1 relativ zu den anderen Mischungen höhere Reibwerte ergibt, also ein etwas anderes Temperaturverhalten als die anderen Mischungen zeigt. Ebenfalls ist, besonders beim Übergang von 15 zu 25°C, zu erkennen, dass die Mischung PT5 ihre Position relativ zu den anderen Mischungen verschlechtert.

Der Profileinfluss (s. Abb. 6.4) ist beim Vergleich der beiden nicht lamellierten Profile (Glattprofil und Sommerprofil) gering und nur auf der Fahrbahn AHO zu erkennen. Der Winterreifen ergibt jedoch deutlich andere Reibwerte, wobei der Trend ähnlich zu dem oben erwähnten Effekt auf den beiden Fahrbahnen gegenläufig ist. Ein „weicher“ Reifen, sei es durch die erhöhte Temperatur oder durch eine weiche Klotzgeometrie, bewirkt auf der Fahrbahn ANS ein Ansteigen und auf der Fahrbahn AHO ein Abfallen der Reibwerte.

6.1.3 Reifenversuche in der Innentrommel

In der Innentrommel wurden ebenfalls Reibwerte mit den Glattreifen ermittelt. Die Methode ist in Kap. 4.5 beschrieben. Hier stehen Umfangskraft-Schlupf-Kurven zur Verfügung, die bei Wassertemperaturen von ca. 16°C und ca. 30°C auf einem Asphaltuntergrund erhalten wurden. Mit der ebenfalls gemessenen Achslast lässt sich der Reibkoeffizient errechnen (Abb. 6.5 und Abb. 6.6). Die Schlupfwerte des verzögerten Reifens sind auf die Trommelgeschwindigkeit von 60 km/h bezogen.

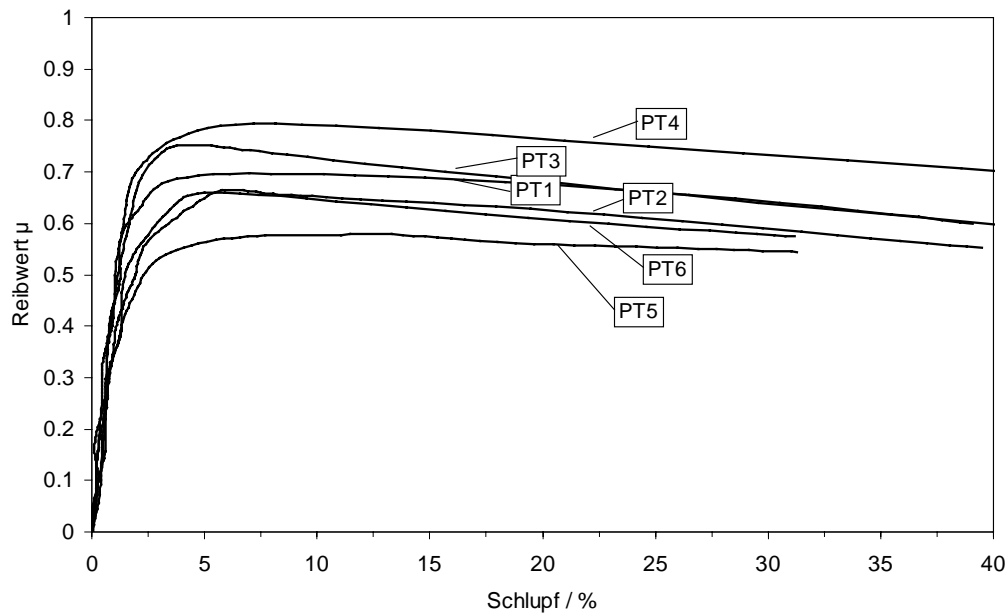


Abb. 6.5: Reibwert-Schlupf-Kurven der Reifen (Glattprofil) in der Innentrommel bei 16°C

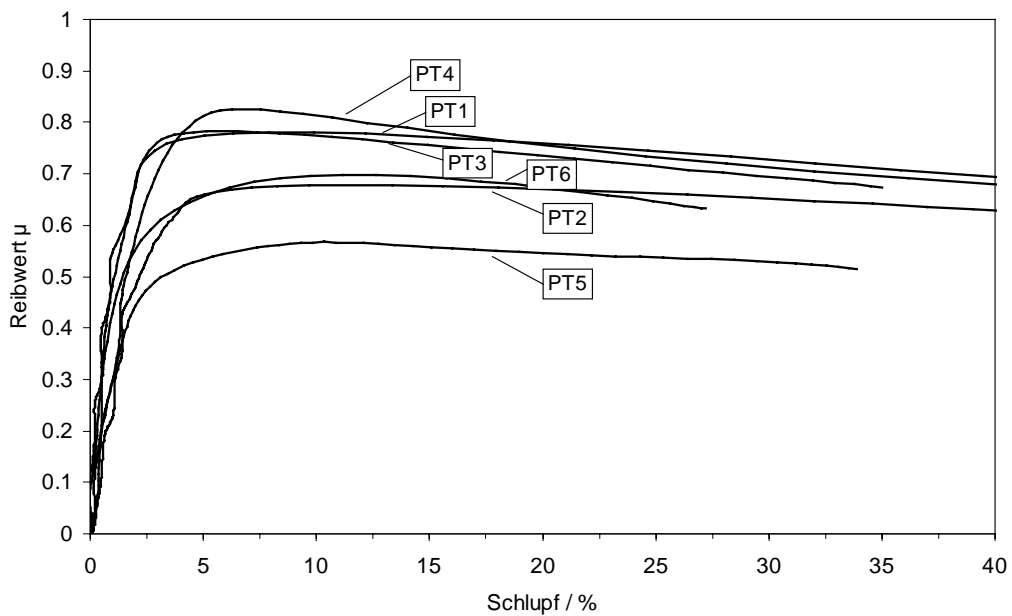


Abb. 6.6: Reibwert-Schlupf-Kurven der Reifen (Glattprofil) in der Innentrommel bei 30°C

Die relativen Reibwerte der Mischungen, bezogen auf eine Referenzmischung (“Rating”) entsprechen sehr gut den Ergebnissen auf der Straße, wobei die Reibwerte die größte Übereinstimmung bei 5% Schlupf, d.h. in der Nähe des Maximums der Reibwert-Schlupf-Kurven, zeigen (je nach Straßenbelag $R^2=0,75$ bis $0,98$). Da das ABS-Bremssystem diese Geschwindigkeit einstellen soll, verwundert dies nicht. Der Asphalt-Belag in der Innentrommel entspricht im Vergleich der Ratings am ehesten der Fahrbahn ANS. Auch der Temperatur-Trend ist der Fahrbahn ANS vergleichbar (s. Abb. 6.3 und Abb. 6.7). Die absolut erreichten Innentrommel-Reibwerte liegen allerdings höher.

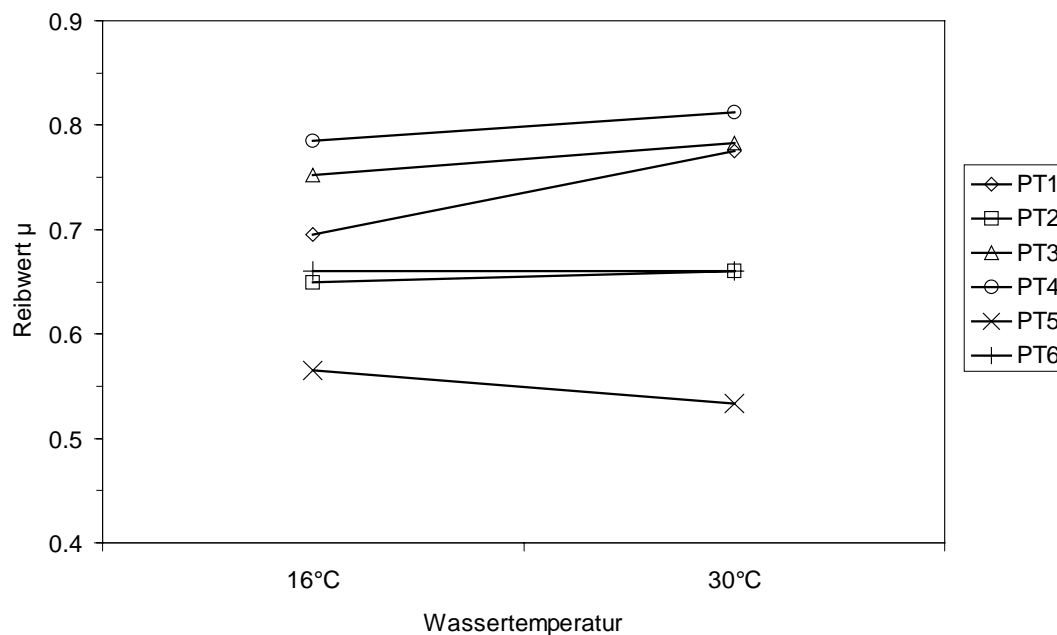


Abb. 6.7: Temperatur-Abhängigkeit der Reibwerte der Innentrommel bei 5% Schlupf

6.2 Charakterisierung der Laufflächenmischungen

6.2.1 Mechanisch-dynamische Charakterisierung

Für die mechanisch-dynamische Charakterisierung werden die komplexen Moduln bei hohen Frequenzen herangezogen. Um den interessierenden Frequenzbereich, nämlich mehrere Dekaden der Frequenz im Glasübergangsbereich bei Raumtemperatur, zu erfassen, müsste der mechanische Modul in einem Bereich von ca. 10^2 bis 10^8 Hz gemessen werden, was die heutige Messtechnik überfordert. Um das mechanisch-dynamische Verhalten bei hohen Frequenzen angeben zu können, haben sich indirekte Verfahren bewährt, die das Frequenz-Temperatur-Superpositionsprinzip nutzen. Angesichts der Tatsache, dass die Mischungen aus Blends mit Polymeren mit deutlich unterschiedlicher Glastemperatur bestehen, die sowohl mit Ruß als auch mit Silica gefüllt sind, stellt sich die Frage, wie weit die gängigen Masterverfahren noch anwendbar sind.

Die mechanisch-dynamische Charakterisierung der Mischungen erfolgte durch die frequenz- und temperaturabhängige Messung des komplexen Schermoduls in Torsionsgeometrie (s. Kap. 4.1). Ergebniskurven sind in Abb. 6.8 gezeigt. Da die Mischungen Blends aus unterschiedlichen Polymeren darstellen, ist nur bei denjenigen Mischungen ein einzelner Glasübergang zu erkennen, bei denen die Glastemperaturen der Komponenten übereinstimmen. Die breiten Maxima des Verlustwinkels bei den Mischungen PT3, PT4 und PT6 zeigen an, dass dies zumindest hier nicht der Fall ist.

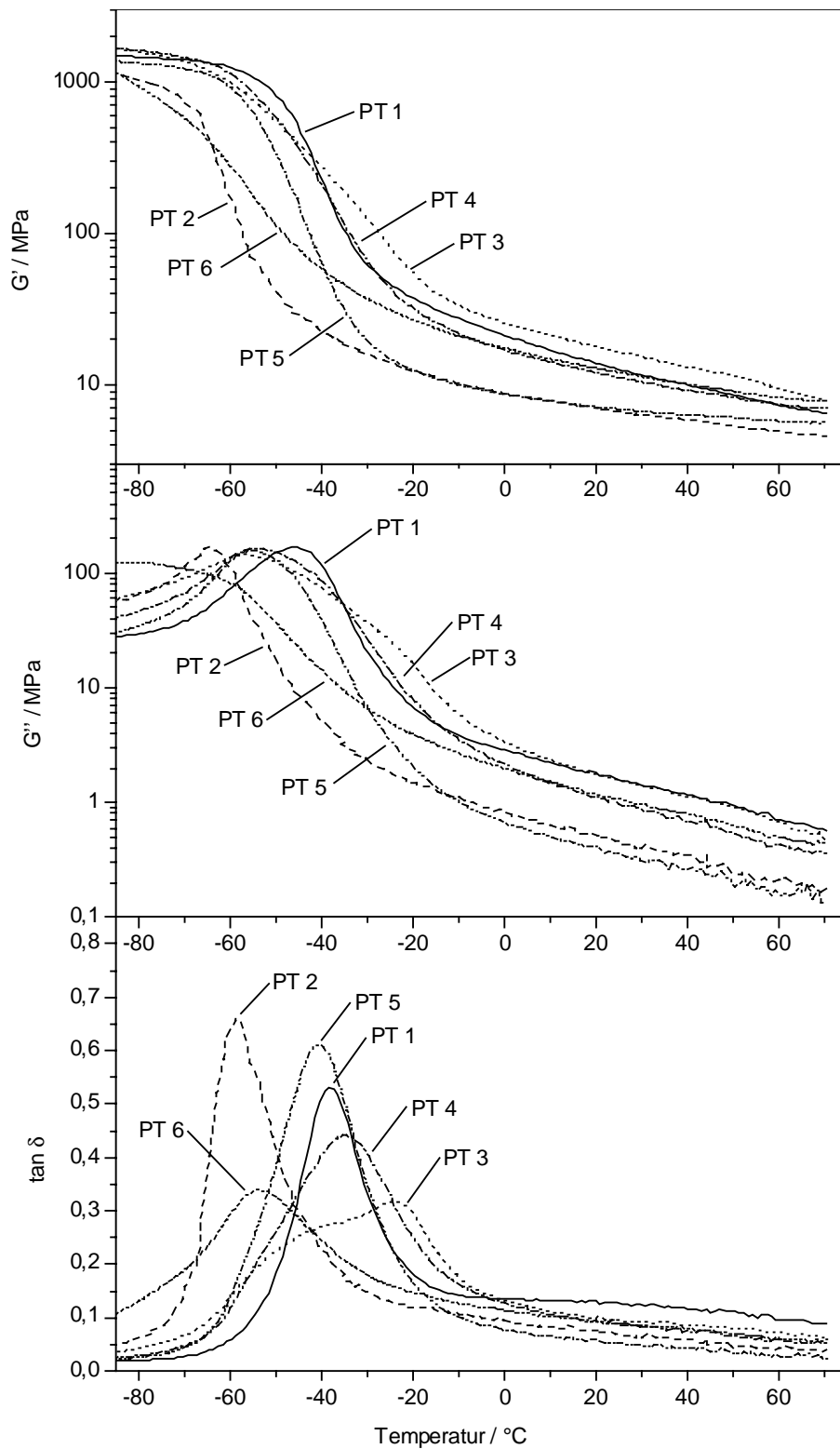


Abb. 6.8: Gemessener Speichermodul G' , Verlustmodul G'' und Verlustwinkel $\tan \delta$ für die 6 Laufflächenmischungen bei der Frequenz $f = 1$ Hz, der Auslenkung $\gamma = 0,2\%$ und der statischen Normalkraft $F_N = 10$ N

6.2.2 Darstellung in der Frequenzdomäne

Da der Frequenzbereich, der für die Reibwerte von Interesse ist, experimentell nicht direkt zugänglich ist, müssen die mechanischen Moduln mit Hilfe indirekter Verfahren ermittelt werden. Eine Möglichkeit besteht darin, mit Hilfe der WLF-Beziehung und universellen Konstanten aus den temperaturabhängig gemessenen Kurven für eine vorgegebene Referenztemperatur die frequenzabhängigen Kurven zu berechnen [1][17] (vgl. Kap. 2.1.3). Für die WLF-Transformation werden die Glastemperaturen der Mischungen benötigt; sie wurden mit der Differential Scanning Calorimetry (DSC) bei einer Heizrate von 10 K/min ermittelt und sind in Tab. 9.2 zusammengestellt. Die Ergebnisse sind in Anhang 9.3 dargestellt.

Eine weitere Methode besteht in der Erstellung von Masterkurven unter Anwendung des Temperatur-Frequenz-Äquivalenzprinzips [1][7][14][17]. Die Methode hat den Vorteil, dass sie die Kenntnis der Glastemperatur oder spezieller Konstanten nicht voraussetzt, so dass das Verfahren eine sehr direkte Methode darstellt. Die gemessenen Spektren lassen sich jedoch nur dann zu einer durchgehenden Kurve zusammenfügen, wenn eine einzige Glastemperatur vorliegt, da die Verschiebungsfaktoren für jedes Polymer von der jeweiligen Glastemperatur abhängen. Da es sich um hochgefüllte Mischungen handelt, muss zusätzlich zur Horizontalverschiebung auf der Frequenzachse eine Vertikalverschiebung auf der Modulachse angebracht werden. Die Vertikalverschiebung wird durch temperaturabhängige Füllstoff-Füllstoff- bzw. Füllstoff-Polymer-Wechselwirkungen verursacht. Sie wurde für Verlust- und Speichermodul gleich angenommen, so dass sich der Verlustwinkel nicht ändert.

Die Ergebnisse werden in Anhang 9.3 gezeigt. Eine repräsentative Masterkurve kann nur für die Mischungen PT1, PT2 und PT5 erreicht werden. Diese Mischungen weisen, wie bei den temperaturabhängigen Messungen zu erkennen ist, im wesentlichen eine einzige Glastemperatur auf.

6.2.3 Bewertung der mechanisch-dynamischen Charakterisierung

Mit der Feststellung, dass eine Überlagerung von Glasübergängen zu beobachten ist, sind auch die aus den temperaturabhängigen Messungen berechneten frequenzabhängigen Kurven (Abb. 9.3) mit Vorsicht zu verwenden. Es ergeben sich deutliche Unterschiede in der Lage der Maxima zwischen den gemasterten Kurven und den mit WLF-Transformation erhaltenen. Als Resümee sei festgehalten, dass eine befriedigende Methode zur Bestimmung des komple-

nen Moduls im Hochfrequenzbereich für Reifenlaufflächenmischungen (hochgefüllte Blends) derzeit nicht bekannt ist.

In der Literatur wird vielfach der direkte Vergleich der Werte des Verlustmoduls bzw. von $\tan\delta$ im Bereich des Glasüberganges als Maß für die Nassbremseigenschaften einer Mischung herangezogen [28][56][79][41]. Als Bereichsgrenzen werden z.B. 10^3 bis 10^8 Hz angegeben, entsprechend auf der Temperaturachse der direkt zugänglichen temperaturabhängigen Messung etwa -15°C bis 25°C . Im vorliegenden Fall lassen sich jedoch weder aus der temperaturabhängigen Messung noch aus den frequenzabhängigen Darstellungen noch aus den Masterkurven eine zufriedenstellende Korrelation ablesen.

6.3 Methodenentwicklung zur Rauheitsmessung

Die Fahrbahnen bestehen aus Bruchsteinen mit einer gewissen Größenverteilung, zwischen denen sich ein Binder (Teer oder Beton) befindet. Obwohl unter Umständen zwischen Stein und Binder nicht zu unterscheiden ist, kann doch im allgemeinen eine Einteilung in Kuppenbereiche und Zwischenräume vorgenommen werden. Hier stellt sich die Frage, wie die Rauigkeit im Hinblick auf ein aufliegendes Reifengummi zu beschreiben ist. Als Messgeräte wurden ein Lasergerät und ein Nadelgerät verwendet (s. Kap. 4.2). Die Lasermessung ergibt dabei eine Gesamtaufnahme des Oberflächenprofils, während die Nadelmessung die Rauigkeit auf kleineren Längenskalen im oberen Kontaktbereich zwischen Reifen und Fahrbahn angibt.

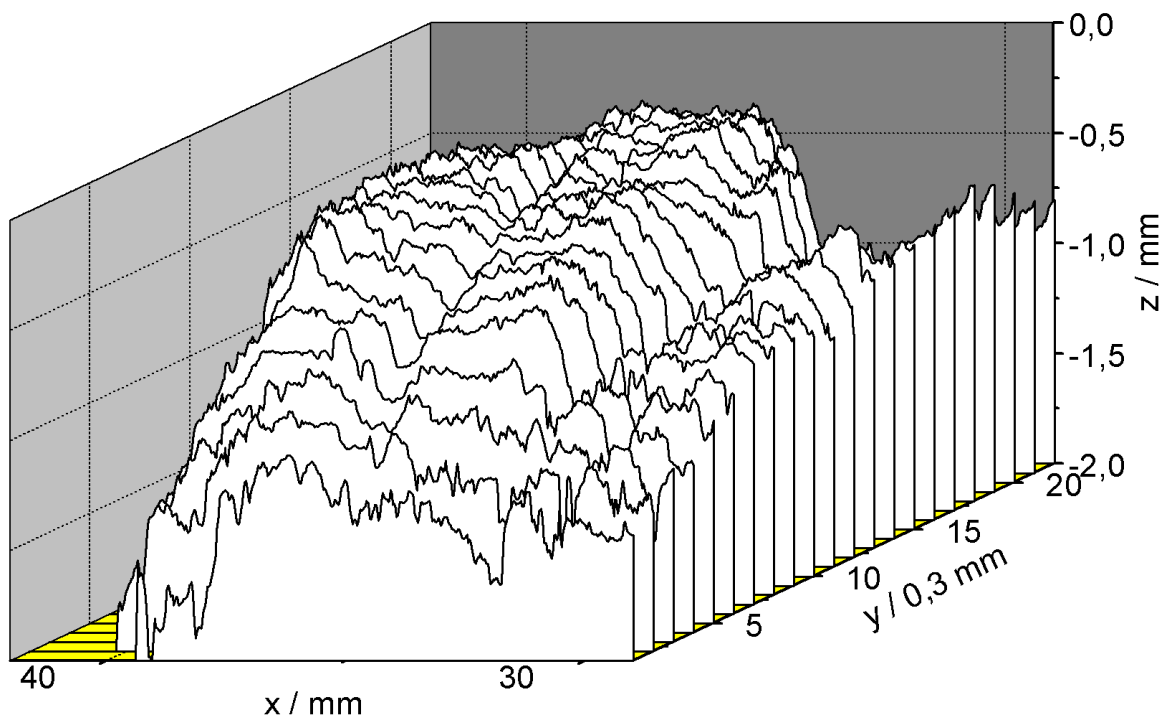


Abb. 6.9: Höhenprofile eines Steines in einem Asphalt-Straßenbelag, aufgenommen im Spurabstand 0,3 mm mit dem Lasergerät

Zur Überprüfung der Rauigkeitsmessmethoden wurde eine Testserie von Profilmessungen durchgeführt. Als Objekt diente ein ausgewählter Stein auf einer Asphaltbahn (s. Abb. 6.9). Auf diesem Stein wurden die Messungen so durchgeführt, dass Laser- und Nadelspuren par-

allel in einem Abstand von höchstens 0,3 mm lagen. Ein Paar von gemessenen Profilkurven ist in Abb. 6.10 gezeigt. Es ist zu erkennen, dass das Nadelgerät mit der Gleitkufe eine Nivellierung durchführt (entsprechend einem Hochpassfilter).

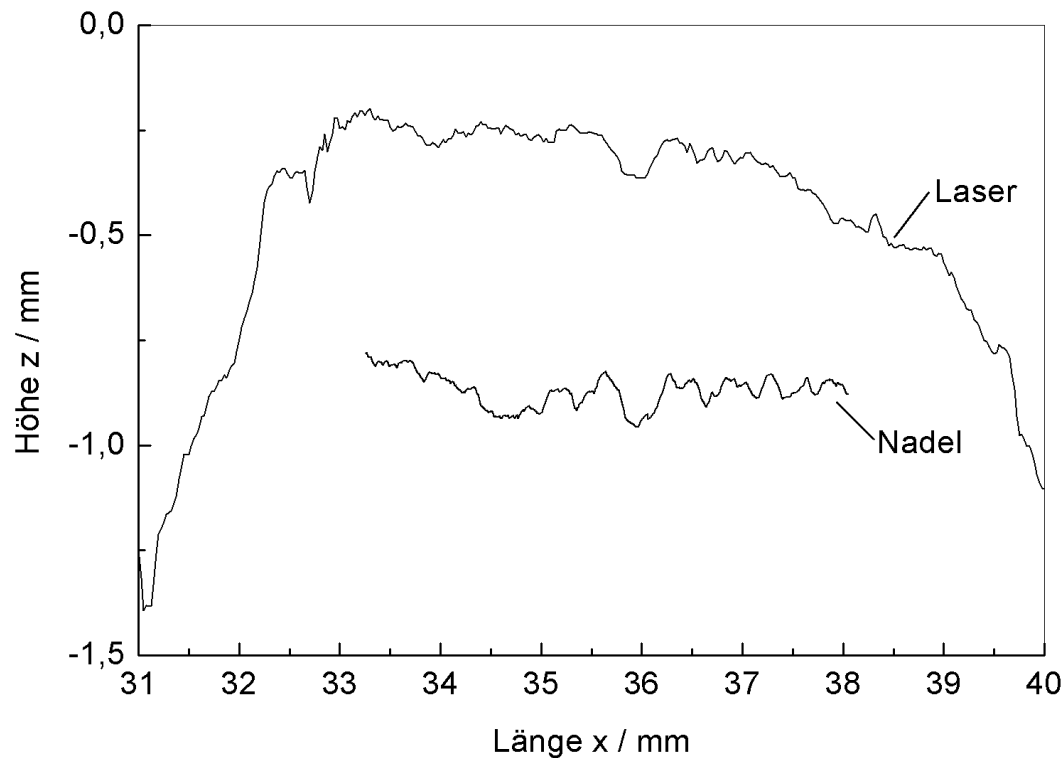


Abb. 6.10: Vergleich der Höhenprofile des Laser- und des Nadelgerätes an einer vorgegebenen Stelle eines Steines in einem Asphalt-Straßenbelag; das Nadelprofil ist in der Höhe verschoben eingezeichnet

Die mittleren Höhenschwankungen der Profile werden über die Höhendifferenzkorrelation (13) beschrieben. Die Höhendifferenzkorrelation stellt eine Mittelwertbildung dar, die bei einer homogenen Oberfläche nicht von den Ausmaßen des Oberflächenausschnittes abhängt, wenn ab einer gewissen Profillänge der statistische Fehler klein gegen den Wert der Höhendifferenzkorrelation ist. In Abb. 6.11 ist eine Serie von Höhendifferenzkorrelationen mit steigender Profillänge gezeigt: Die Nadel- und Lasermessungen stimmen prinzipiell überein, solange sie sich beide auf die Steinkuppe beschränken. Sobald jedoch die Steinflanken in das Profil mit eingehen, verschiebt sich die Höhendifferenzkorrelation zu höheren Werten; danach bewirkt auch ein längeres Profil keine weitere Änderung in der Höhendifferenzkorrelation.

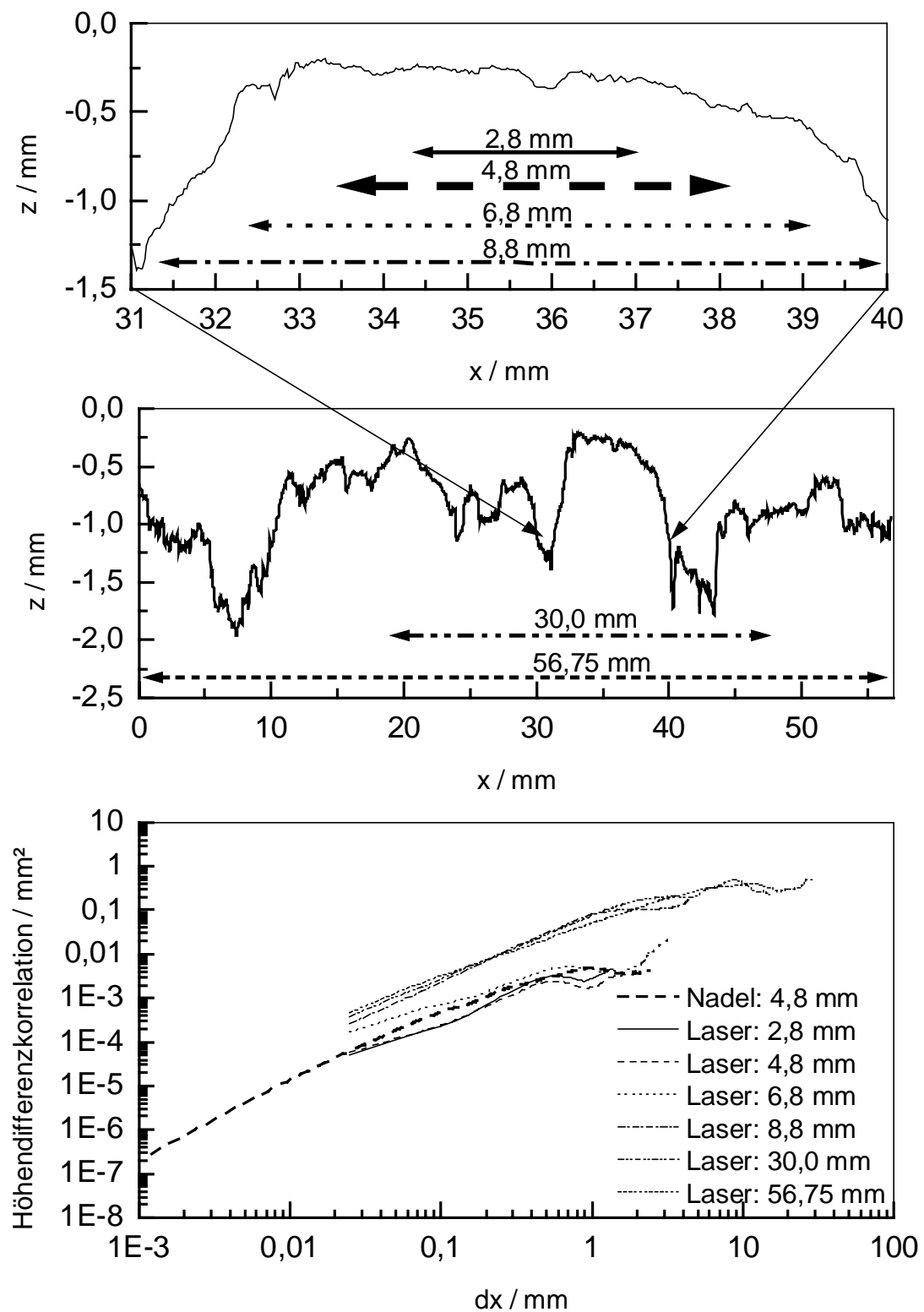


Abb. 6.11: Serie von Höhenprofilen auf verschiedenen Oberflächenabschnitten der Fahrbahn mit den zugehörigen Höhendifferenzkorrelationen

Zwischen den Gesamtprofilen und den Teilprofilen im Steinkuppenbereich bestehen also prinzipielle Unterschiede: Die Höhendifferenzkorrelation liegt für das Gesamtprofil um etwa einen Faktor 5-10 höher; außerdem wird das Plateau auf den Steinen wegen der begrenzten Steingröße nicht erreicht. Wie in Kap. 6.4 gezeigt wird, besitzen die Höhendifferenzkorrelationen unterschiedliche Steigungen, also eine unterschiedliche fraktale Dimension; es liegt demnach eine multifraktale Oberfläche vor. Die Kurven in Abb. 6.11 zeigen, dass dieser Unterschied nicht durch das Messgerät bedingt ist. Zu bemerken ist, dass auf der homogenen Oberfläche des Reibrades eine einheitliche Höhendifferenzkorrelation gemessen wird (vgl. Abb. 5.6).

6.4 Charakterisierung der Fahrbahnoberflächen

Auf den Fahrbahnen werden reproduzierbar unterschiedliche Reibwerte erreicht, sie lassen sich also im Hinblick auf ihre Griffigkeit unterscheiden (s. Abb. 6.1). Das wirft die Frage auf, welche Oberflächeneigenschaft der Fahrbahn für ihre Griffigkeit verantwortlich ist. Dazu wird ein möglichst repräsentatives Bild der Oberflächenrauigkeit der Fahrbahnen benötigt. Die Oberflächen der Fahrbahnen wurden mit den in Kap. 4.2 geschilderten Methoden charakterisiert. Die Messmethoden für Fahrbahnen und Innentrommel sind in Kap. 4.4 und 4.5 beschrieben.

6.4.1 Höhenverteilungen

Die mittleren Höhenverteilungen Φ der Fahrbahnen sind in Abb. 6.12 dargestellt. Die Fahrbahnen Asphalt-hochµ (AHO), Beton-normal-Schiene (BNS) und Beton-rau-Schiene (BRS) besitzen eine nahezu symmetrische Höhenverteilung; im Unterschied dazu zeigt die Fahrbahn Asphalt-normal-Schiene (ANS) eine deutlich asymmetrische Höhenverteilung mit dem Schwerpunkt oberhalb der Mittellinie. Hier spiegelt sich der Aufbau der Fahrbahn aus relativ großen, flachen Steinen (mittlerer Durchmesser zwischen 6 und 12 mm) mit tiefen Zwischenräumen wider. Die Höhenverteilungen werden bei der Berechnung der Greenwood-Williamson-Funktionen in Kap. 6.5.1 verwendet.

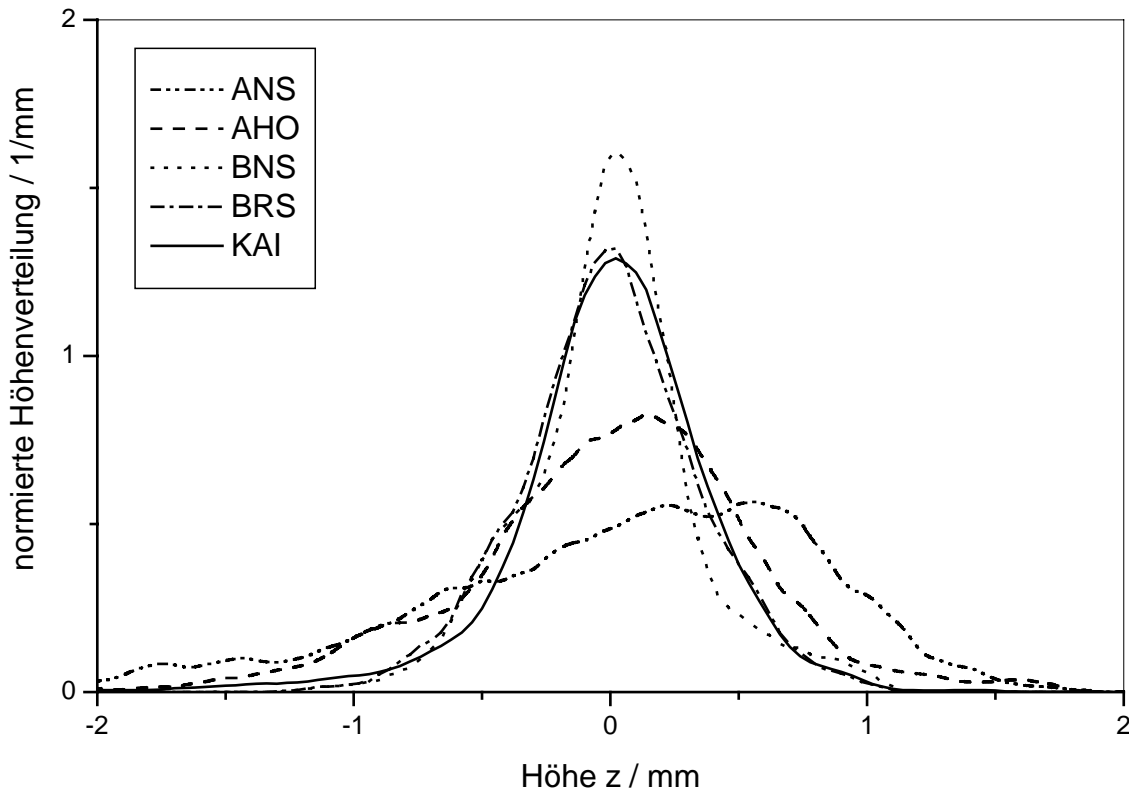


Abb. 6.12: Höhenverteilungen der Fahrbahnen aus den mit dem Lasergerät gemessenen Profilen. Die Fahrbahnen sind: Asphalt-normal Schiene (ANS), Beton-normal Schiene (BNS), Beton-rau Schiene (BRS) und Asphalt-hoch Oval (AHO), Innentrommel (KAI). Die Höhenverteilungen sind über $\int \Phi(z) dz = 1$ normiert.

6.4.2 Höhendifferenzkorrelationen

Mit Hilfe der Höhendifferenzkorrelation kann die Rauigkeit der Fahrbahnen über mehrere Größenordnungen charakterisiert werden. Bei einem selbstähnlichen Profil ergibt sich hier eine als Potenzfunktion ansteigende Kurve, die bei dem “cut-off-Punkt” mit den Koordinaten $(\xi_{\perp}, \xi_{\parallel})$ in ein Plateau mündet (vgl. Kap. 3.1). In Abb. 6.13 ist an einem Beispiel demonstriert, dass die Höhendifferenzkorrelationen der mit den Nadelgerät aufgenommenen Profile unter denen des Lasergerätes liegen. Der Grund dafür ist, wie in Kap. 6.4 gezeigt wurde, die Beschränkung der Nadelprofile auf die Steinkuppen. Ein weiterer wichtiger Aspekt im Vergleich der Laser- und Nadelmessungen ist, dass auf den Steinkuppen der cut-off-Punkt nicht erreicht wird. Die Messungen mit dem Nadelgerät wurden je vor und nach den Bremsversuchen auf der Fahrbahn durchgeführt, um eine mögliche Veränderung des Straßenbelages feststellen zu können. Die berechneten Höhendifferenzkorrelationen ergaben jedoch im Rahmen

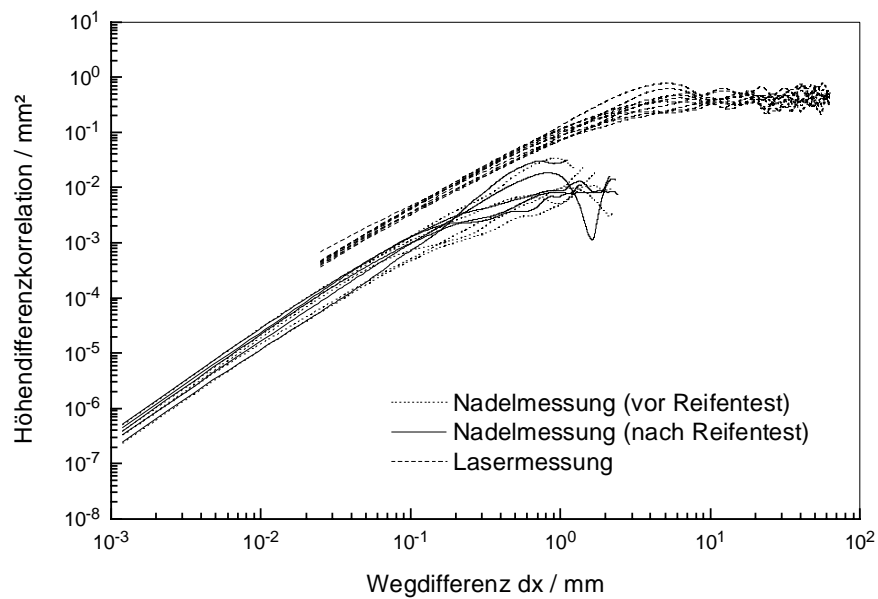


Abb. 6.13: Beispiel für Höhendifferenzkorrelationen mit Laser- und Nadelgerät: Höhendifferenzkorrelationen an einer der 6 Messstellen auf der Fahrbahn Asphalt-hochmu Oval (AHO). Versuchsreihe Herbst (15°C)

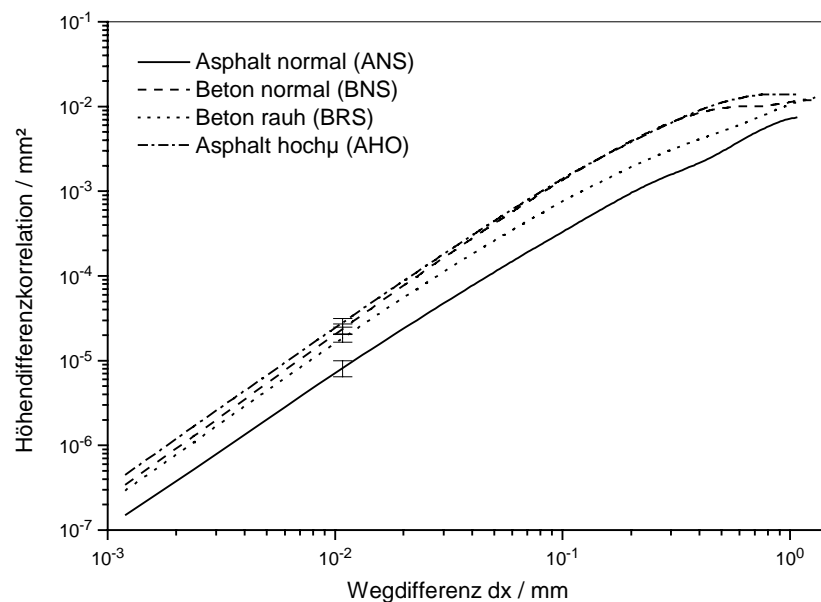


Abb. 6.14: Mittelwerte der Höhendifferenzkorrelationen der Fahrbahnen Asphalt-normal Schiene (ANS), Beton-normal Schiene (BNS), Beton-rauh Schiene (BRS) und Asphalt-hochmu Oval (AHO) der Versuchsreihe Winter (5°C) im Vergleich. Eingezeichnet sind die Standardabweichungen der Mittelwerte.

der statistischen Schwankungen über die Fahrbahnen keine Veränderung durch die Bremsversuche. Ein Beispiel für die über die Einzelmesswerte gemittelten Höhendifferenzkorrelationen ist in Abb. 6.14 für die 4 Fahrbahnen dargestellt. Wie in der Diskussion (Kap. 7) gezeigt wird, ergibt die Höhendifferenzkorrelation einen aussagekräftigen Wert für die Griffigkeit einer Reiboberfläche.

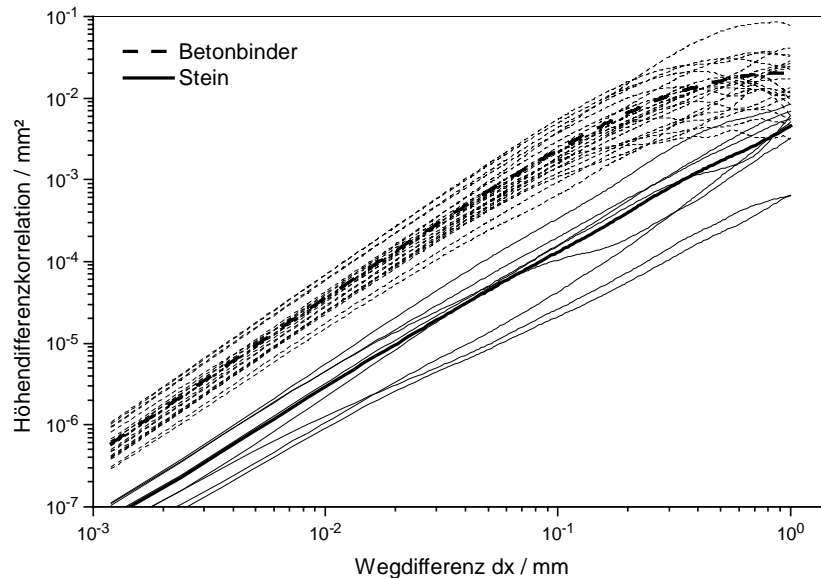


Abb. 6.15: Höhendifferenzkorrelationen der Fahrbahn Beton-normal Schiene (BNS), gemessen auf Betonbinder und auf den eingeschlossenen Steinen; die jeweiligen mittleren Höhendifferenzkorrelationen sind als dicke Linie dargestellt. Für die Steine ergibt sich eine deutlich geringere Lage als für den zwischen den Steinen liegenden Beton.

Eine besondere Situation liegt bei den Beton-Fahrbahnen vor: Hier kann an den meisten Stellen eindeutig zwischen Betonbinder und einzelnen Steinen unterschieden werden. Es ist allerdings nicht immer auf der Fahrbahn zu erkennen, ob eine Erhebung im Kontaktbereich mit dem Reifengummi liegt. Die Höhendifferenzkorrelationen der Fahrbahnen zeigen hier eine Aufspaltung in zwei getrennte Gruppen. Dies ist in Abb. 6.15 an einem Beispiel gezeigt. Hier ist auch die relativ große Schwankung zu sehen, der die Höhendifferenzkorrelation wegen der Uneinheitlichkeit der Fahrbahnen unterliegt.

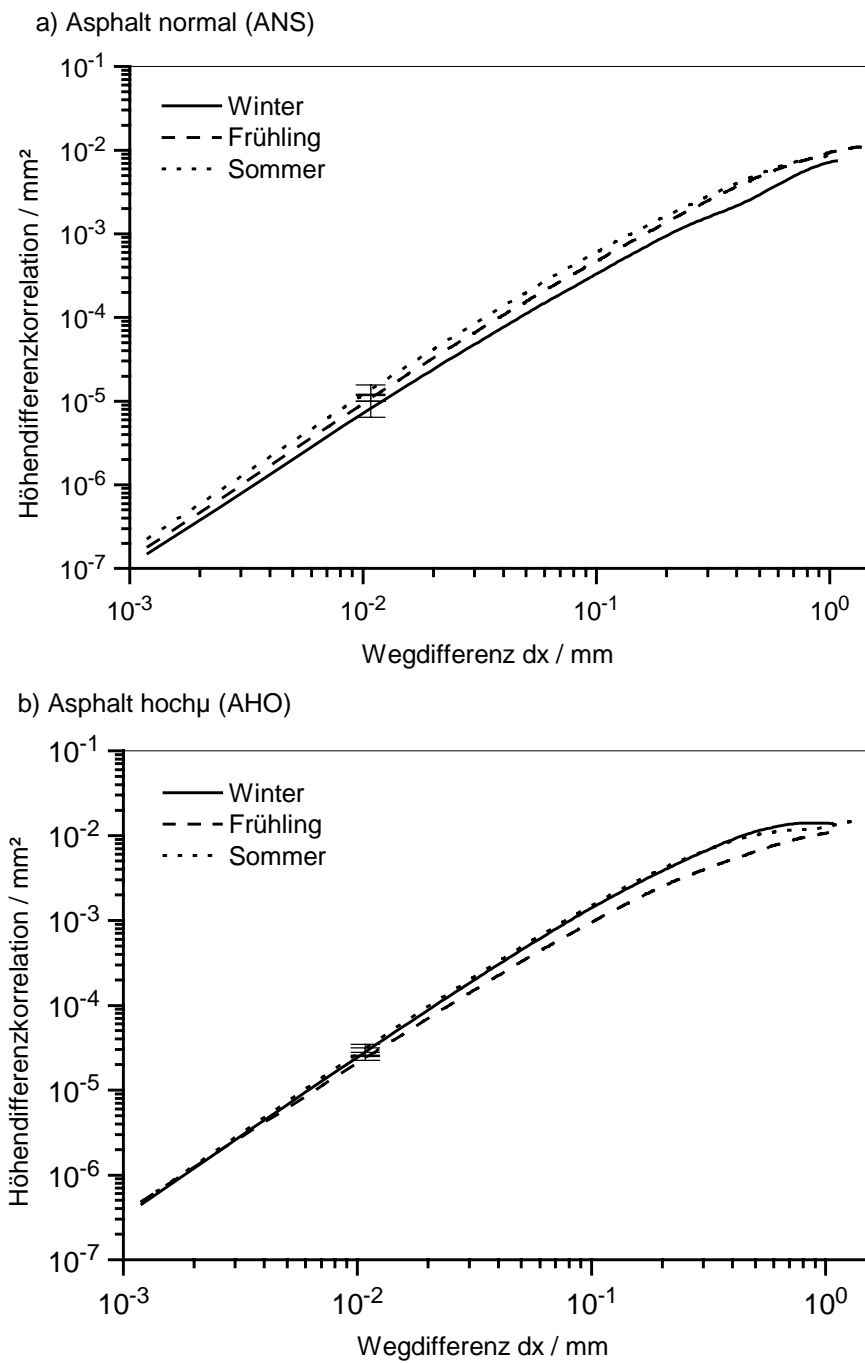


Abb. 6.16: Höhendifferenzkorrelationen der Fahrbahnen Asphalt-normal Schiene (ANS) und Asphalt-hochµ Oval (AHO) im Vergleich der Versuchsreihen. Eingezeichnet sind die Standardabweichungen der Mittelwerte.

6.4.3 Oberflächendeskriptoren

Aus den gemessenen Rauigkeitsprofilen wurden die Oberflächendeskriptoren ermittelt. Die Rauheitskenngrößen sind in Tab. 6.2 für alle Versuchsoberflächen als Mittel aller Versuchsserien zusammengestellt. Zusätzlich zu den Rauigkeitsdeskriptoren, die für die in Kap. 3.1 angegebene Beschreibung der Oberfläche benötigt werden, sind die Parameter MPD und ETD aufgeführt, die im Straßenbau häufig verwendet werden (vgl. Kap. 4.2 ,[15]).

Fahrbahn	$\tilde{\sigma}^{1)}$		$D^{2)}$		$\xi_{\parallel}^{3)}$		$\xi_{\perp}^{3)}$	$HDK^{4)}$		$MPD^{5)}$	$ETD^{5)}$
	Laser	Nadel	Laser	Nadel	Laser	Laser		Nadel	Laser		
ANS	0,79	0,068	2,38	2,11	3,6	1,12		3,29	1,62		1,50
BNS	0,33	0,071	2,42	2,08	3,2	0,47		4,31	1,05		1,04
BRS	0,34	0,068	2,30	2,12	2,8	0,48		4,39	1,04		1,04
AHO	0,57	0,075	2,31	2,14	3,9	0,80		4,90	1,66		1,53
KAI	0,39	0,044	2,36	2,15	4,0	0,55		4,70	0,76		0,81

¹⁾ Standardabweichung der Höhenverteilung; entspricht dem quadratischen Mittelrauwert RMS; s. Kap. 4.2 (in mm)

²⁾ fraktale Dimension aus Höhendifferenzkorrelation / Bereich Nadel: 0,004...0,05 mm / Bereich Laser: 0,1...1mm

³⁾ cut-off-Punkt; s. Kap. 3.1 (in mm)

⁴⁾ Quadratwurzel der Höhendifferenzkorrelation bei Wegdifferenz $dx = 0,01$ mm (in μm)

⁵⁾ Kennwerte MPD, ETD: s. Kap. 4.2 (in mm)

Tab. 6.2: Deskriptoren der Fahrbahnen mit Angabe des Messgerätes. Die Fahrbahnen sind: Asphalt-normal Schiene (ANS), Beton-normal Schiene (BNS), Beton-rau Schiene (BRS), Asphalt-hoch Oval (AHO) und der Innentrommel (KAI).

6.5 Berechnung der Hysteresereibung

Die konkrete Formulierung der Hysteresereibung, die in Kap. 3 vorgestellt wurde, erlaubt es, die Reibwerte der Hysteresereibung für die vorliegenden Elastomere und Oberflächen zu berechnen. Die numerische Berechnung der Kontaktbedingungen gibt die Eindringtiefe und den Frequenzbereich der Anregung an. Gleitgeschwindigkeit und Kontakttemperatur sind experimentell nur näherungsweise bestimmbar. Die geschwindigkeitsabhängigen Reibwerte wurden für verschiedene Temperaturen errechnet, um sie mit dem Temperaturverhalten der gemessenen Reibwerte zu vergleichen. Als frequenzabhängige mechanisch-dynamische Moduln wer-

den zunächst, um einen temperaturabhängigen Vergleich der Reibkurven zu ermöglichen, die Masterkurven der Mischungen PT1, PT2 und PT5 verwendet; danach zum Mischungsvergleich die Kurven aller Mischungen nach WLF-Transformation (vgl. Kap. 6.2).

6.5.1 Berechnung von Eindringtiefe und Kontaktbedingungen

Die Greenwood-Williamson-Funktionen $F_n(t)$ berechnen sich nach Gl. (19) aus den Höhenverteilungen und bestimmen die Kontaktbedingungen über Gl. (20) und Gl. (32) (s. Abb. 6.17). Die Größe t gibt die freie Höhe d über dem Profilmittel im Verhältnis zu der Standardabweichung $\tilde{\sigma}$ der Höhenverteilung an. Hier kann man schon prinzipielle Unterschiede zwischen den Fahrbahnen feststellen: F_1 und $F_{3/2}$ zeigen für die Fahrbahn Asphalt-normal-Schiene stark unterschiedliche Werte. Mit Hilfe von $F_{3/2}$ wird der nominale Druck mit dem Elastizitätsmodul verknüpft. Es ist also speziell bei dieser Fahrbahn eine andere Druckabhängigkeit zu erwarten.

In Abb. 6.18 ist der Verlauf der nach Gl. (23) berechnete Eindringtiefe angegeben. Man erkennt die Auswirkung des steigenden Elastizitätsmoduls des Elastomers beim Beginn des Glasübergangs. Ebenfalls ist zu erwarten, dass die Eindringtiefe mit steigender Temperatur ansteigt, da der Elastizitätsmodul mit steigender Temperatur sinkt.

Das Reibintegral summiert die Beiträge zur dissipierten Energie über das Frequenzfenster der Anregung. Für die untere Grenze ist die horizontale cut-off-Länge $\xi_{||}$ maßgeblich; sie wird durch Gl. (18) festgelegt. Die obere Grenze wird durch die lokalen Kontaktbedingungen, wie in Kap. 3.2 angegeben, bestimmt. Die Bedingung in Gl. (32) lässt sich ausnutzen, um die obere Grenzfrequenz f_{\max} als Schnittpunkt der rechten und linken Seite der Gleichung

$$\left(\frac{f_{\min}}{f_{\max}} \right)^{2D-4} \frac{2D-2}{0,06 \pi (2D-4)} \frac{F_{3/2}(t)}{F_0(t)} = \frac{E'(f_{\max})}{E'(f_{\min})} \quad (40)$$

zu erhalten. In die linke Seite von Gl. (40) geht das fahrbahnspezifische Verhältnis $F_{3/2}/F_0$ ein; das Elastomer wird auf der rechten Seite von Gl. (40) durch den Elastizitätsmodul $E'(f)$ repräsentiert. In Abb. 6.19 ist die Schnittpunktbedingung graphisch dargestellt. Zu beachten ist, dass sich mit der Temperatur nur die Elastomer-Bedingung ändert. Die Auswirkung einer höheren Temperatur stellt sich hier dadurch dar, dass durch den generell sinkenden Elastizitätsmodul kleinere Kavitäten ausgefüllt werden können und die obere Grenzfrequenz steigt, wodurch der Hysteresereibwert ansteigt. Dies ist ein zukunftsweisender Aspekt dieser Reibt-

heorie, da hierdurch möglicherweise eine Erklärung der ansteigenden Reibwerte auf der Fahrbahn Asphalt-normal-Schiene (ANS) geliefert werden kann. In dieser Arbeit wird dieser Aspekt jedoch nicht weitergehend untersucht.

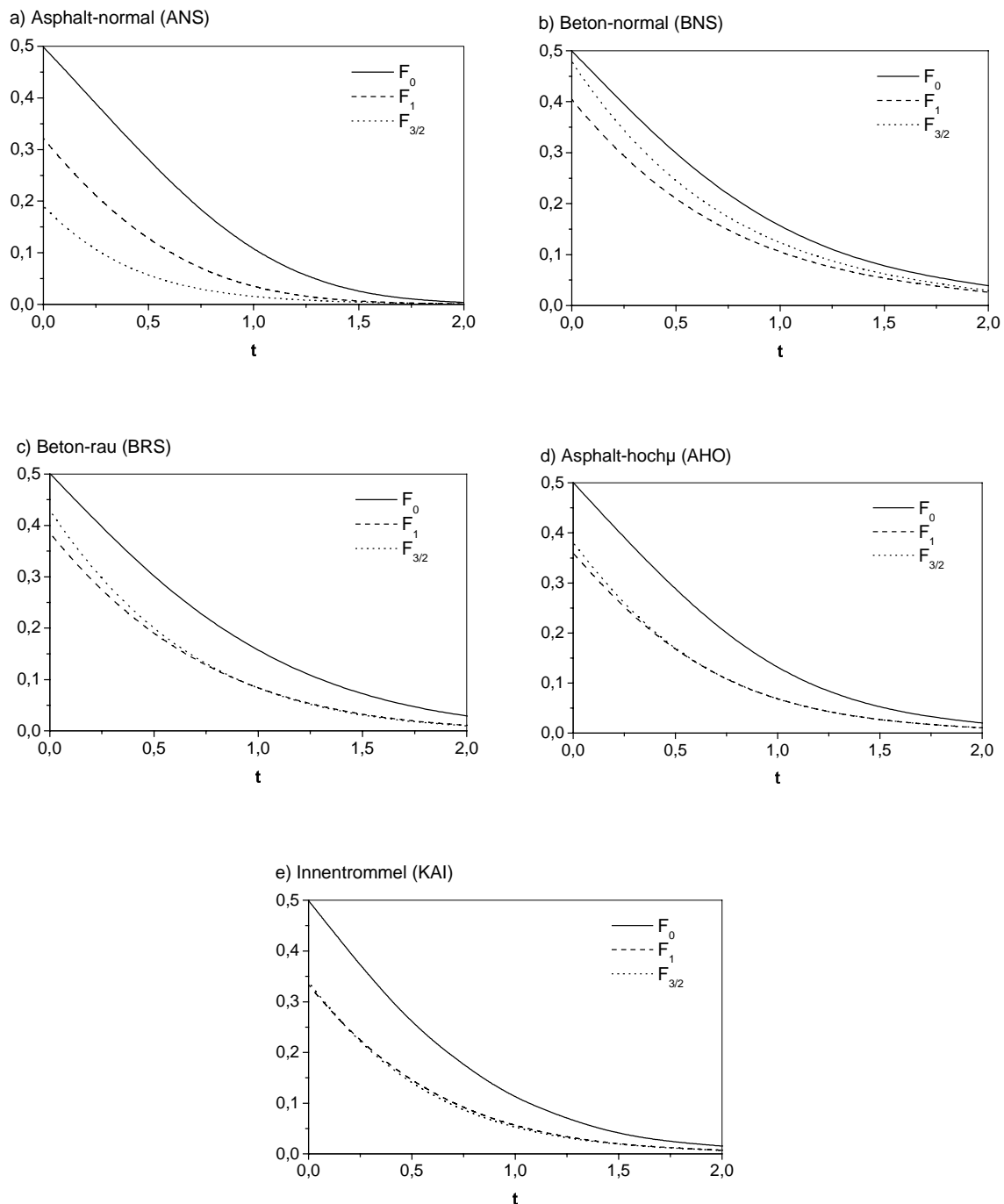


Abb. 6.17: Greenwood-Williamson-Funktionen für die angegebenen Fahrbahnen über der normierten freien Höhe t

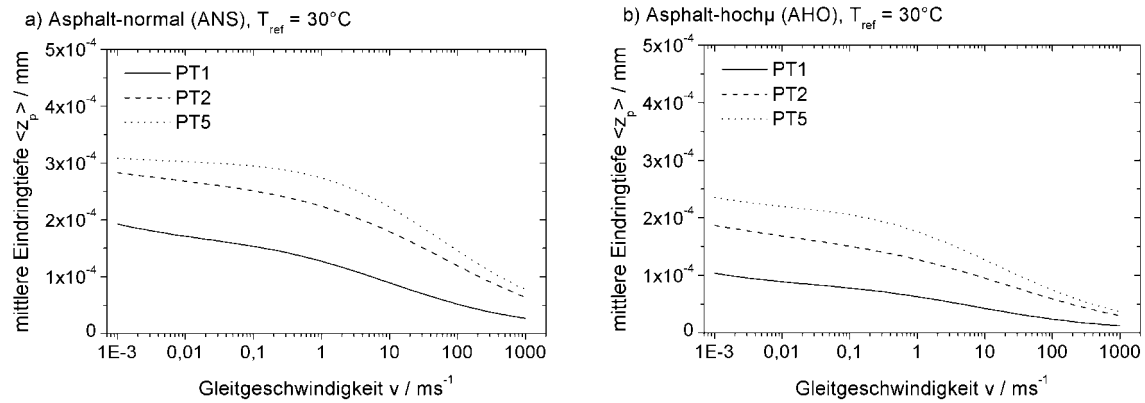


Abb. 6.18: Mittlere Eindringtiefe, erhalten mit Modulkurven nach Masterung, mit den Greenwood-Williamson-Funktionen der angegebenen Fahrbahnen

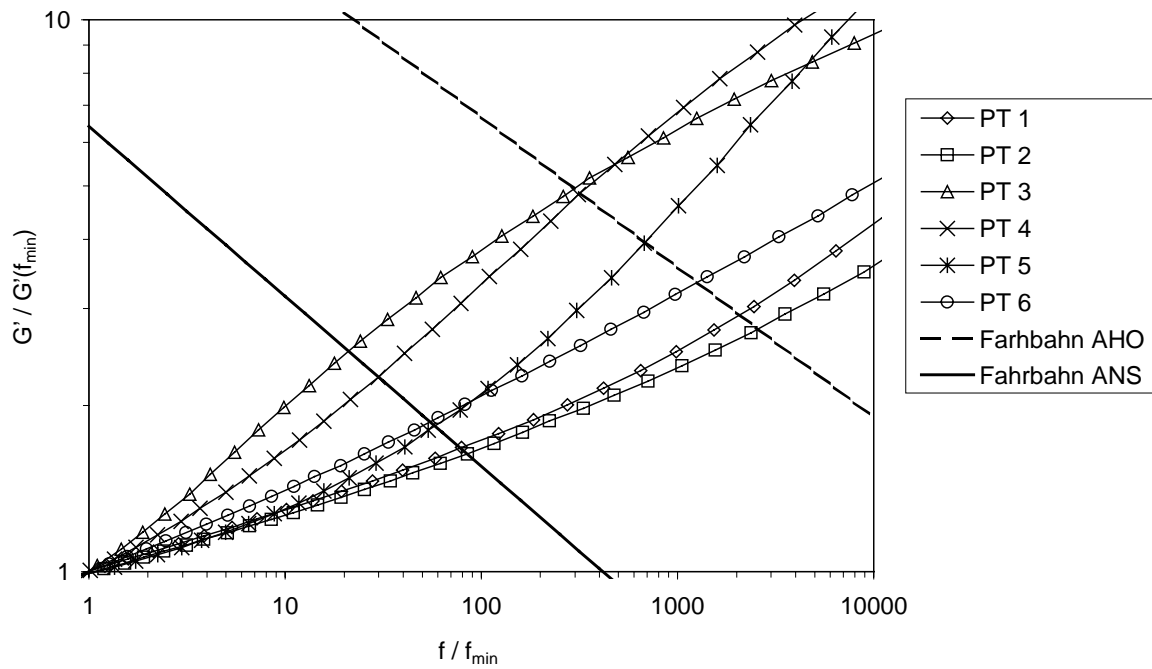


Abb. 6.19: Kontaktbedingung für die obere Grenzfrequenz am Beispiel der Fahrbahnen Asphalt-normal-Schiene (ANS) und Asphalt-hoch μ (AHO), mechanische Modulkurven aus WLF-Transformation, Referenztemperatur 25°C , untere Grenzfrequenz $f_{min}=1 \text{ kHz}$

6.5.2 Berechnung der Hysteresereibkurven

Die Hysteresereibkurven sind in Abb. 6.20 a) bis f) dargestellt. Die gewählten Temperaturen decken den interessierenden Bereich ab. Die Oberfläche wird durch die Oberflächendeskriptoren D , $\xi_{||}$ und ξ_{\perp} charakterisiert. Es wurde die fraktale Dimension D des Kontaktprofils (Nadelmessungen) verwendet und die untere Grenzwellenlänge $\xi_{||}$ sowie die größte Anregung ξ_{\perp} dem cut-off-Punkt des Gesamtprofils (Lasermessungen) entnommen.

Generell gibt die Berechnung die absolute Höhe des Reibwertes nicht wieder; sie hängt sehr empfindlich von den Größen ξ_{\perp} und $\xi_{||}$ ab, die die Leistungsdichte sowie die untere Frequenzgrenze ω_{\min} bestimmen (vgl. Gl. (29) und (33)). Die Fahrbahnabstufung wird dadurch nicht richtig wiedergegeben. Der Hauptgrund dafür liegt in der Wahl der unteren Grenzwellenlänge, die die Unterschiede in Nadel- und Laser-Höhendifferenzkorrelation ignoriert.

Betrachtet man jedoch die Mischungsabstufung, so findet man, dass eine Übereinstimmung mit den experimentellen Reibwerten im Bereich der niedrigen Geschwindigkeiten zu finden ist. Dies weist auf die Bedeutung von Reibgeschwindigkeiten deutlich unter 1 m/s hin. Eine weitere Aussage betrifft das Temperaturverhalten der Mischungen in diesem Geschwindigkeitsbereich: Vergleicht man hier die Reibwerte der Mischungen, so fällt auf, dass die Mischung PT1 mit steigender Temperatur ihre Position relativ zu den anderen Mischungen verbessert, während die Mischung PT5 ihre Position verschlechtert. Dies entspricht der Beobachtung der Temperaturtrends, die in Kap. 6.1 dargelegt wurde. Die beste Übereinstimmung mit den gemessenen Reibwerten ist, wie erwartet, bei hohen Temperaturen (50°C) zu finden. Die dissipative Erwärmung des Gummis im Kontaktbereich scheint durch diese Temperaturen gut wiedergegeben zu werden.

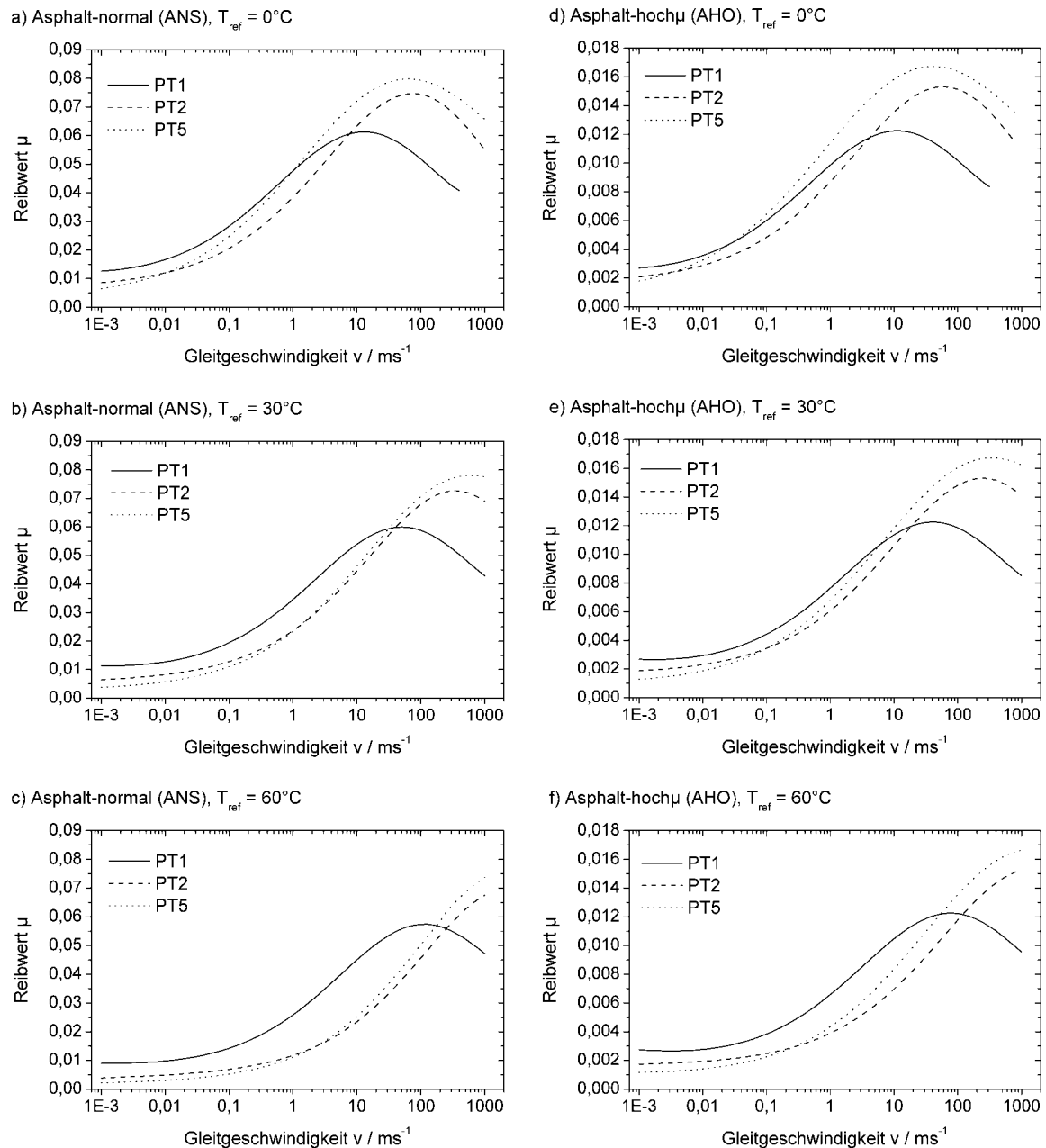


Abb. 6.20: Reibkurven der Hysteresereibung, erhalten mit Modulkurven nach Masterung, mit den Fahrbahndeskriptoren der angegebenen Fahrbahnen

7 Diskussion

In diesem Kapitel sollen, nachdem in den obigen Kapiteln Reibversuche im Labor und auf der Straße vorgestellt und interpretiert worden sind, zusätzliche, vergleichende Überlegungen zu der Interpretation der Reibversuche vorgestellt und zusammenfassende Schlüsse aus den vorliegenden Ergebnissen und Auswertungen gezogen werden.

7.1 Zur Interpretation der Straßentests

Die ABS-Bremstests mit praxisnahen Reifen auf der Straße stellen im Hinblick auf die physikalischen Vorgänge in der Reifenaufstandsfläche ein komplexes System dar. Sie unterscheidet sich in mehreren Punkten von dem Laborversuch mit Modellsystemen, die bei einem Vergleich berücksichtigt werden müssen:

- Die Mischungen bestehen aus hoch gefüllten Blends mit Polymeren unterschiedlicher Glastemperatur. Deshalb ist die Bestimmung der mechanisch-dynamischen Eigenschaften bei hohen Frequenzen unsicher: Sowohl die Anwendung der WLF-Gleichung als auch die Master-Methode ist nicht mehr unbedingt möglich. Die unterschiedlichen Füllstoffe bewirken außerdem zusätzlich zur Horizontalverschiebung nach dem Frequenz-Temperatur-Superpositionsprinzip eine unterschiedliche Vertikalverschiebung der Messkurven (vgl. Kap. 6.2).
- Die Rauigkeit der Straßenbeläge, die sich aus Steinchen unterschiedlicher Größe und dazwischenliegendem Bitumen zusammensetzen, ist nicht homogen, sondern weist im oberen Kontaktbereich ein anderes Rauigkeitsspektrum auf als das Gesamtprofil (Mehrskaligkeit der Fahrbahnoberflächen, vgl. Kap. 6.4).
- Die Gleitgeschwindigkeit variiert über die Dauer des Bremsversuchs und über die Reifenaufstandsfläche (vgl. Kap. 4.4).

Als ein Hinweis für die Bedingungen in der Reifenaufstandsfläche ergeben die Simulationen eine Übereinstimmung eher bei kleinen Gleitgeschwindigkeiten unter $v = 0,1$ m/s sowie bei Temperaturen, die etwa 20°C über der Testtemperatur liegen (s. Kap. 6.4). Die Gleitgeschwindigkeit scheint bei Berücksichtigung des Deformationsschlupfes (vgl. Kap. 2.3) realistisch. Der zugehörige für die Simulation verwendete Frequenzbereich umfasste die Frequenzen von ca. 25 bis 10^5 Hz und ist damit größer als der in der Literatur angegebene Frequenz-

bereich von 10^3 bis 10^5 Hz [28]. Diese Abschätzungen sind jedoch nur als Anhaltspunkte zu verstehen und konnten mit dem vorliegenden Datenmaterial nicht zweifelsfrei belegt werden.

7.2 Zum Einfluss der Rauigkeit auf den Reibwert

Beim Betrachten der Rauigkeiten der Straßenfahrbahnen kann man erkennen, dass die Abstufung der Fahrbahnen bezüglich des mittleren Reibwertes (Abb. 6.1) von keinem der unmittelbar zugänglichen Rauigkeitsparameter getroffen wird. Dies gilt insbesondere auch für die mittlere Rautiefe (Parameter RMS; entspricht der einfachen Standardabweichung der Profilwerte) des Gesamtprofils (Lasermessungen) als auch für die mittlere Rautiefe des Steinkuppenprofils (Nadelmessungen) im Kontaktbereich (s. Tab. 6.2).

Es bleibt also die Frage, welche Oberflächeneigenschaft die offensichtlichen Unterschiede im erreichbaren Reibwert beeinflusst. Der im Straßenbau verwendete Parameter MPD (Mean Profile Depth) kann hier nicht angewendet werden. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Größe MPD auf einer zu großen Längenskala bestimmt wird. Dies stimmt auch mit der Vermutung von Himeno et al. [32] überein, die im Vergleich verschiedener Asphaltbeläge zwischen MPD und einem im Laborversuch ermittelten Reibwert keinen Zusammenhang finden. Zu vermuten wäre eigentlich, dass ein Parameter, der ein Maß für die Profiltiefe angibt, auch eine Aussagekraft für das Anregungsvolumen und damit für den Reibwert hat. Eine Analyse der Korrelationen zwischen den Fahrbahnreibwerten und den in den DIN-Normen [38][39] definierten Parametern ergab jedoch, dass auch kein anderer der in den Normwerken definierten Parameter einen direkten Einfluss auf den Reibwert zeigt.

Statt dessen zeigt ein Vergleich der Höhendifferenzkorrelationen der Reiboberflächen mit dem mittleren Reibwert aller 6 Proben aus Kap. 6.2 auf der jeweiligen Oberfläche die generelle Bedeutung der Höhendifferenzkorrelation für den Reibwert unabhängig von der Messmethode. In Abb. 7.1 ist dieser Vergleich mit Reib- und Rauigkeitswerten, die sich über einen großen Bereich erstrecken, angegeben. Außer mit den bereits beschriebenen sind die folgenden Messapparaturen hier zum Einsatz gekommen: die Methode nach Grosch (beschrieben in [24]) sowie der Linear Friction Tester (beschrieben in [12]).

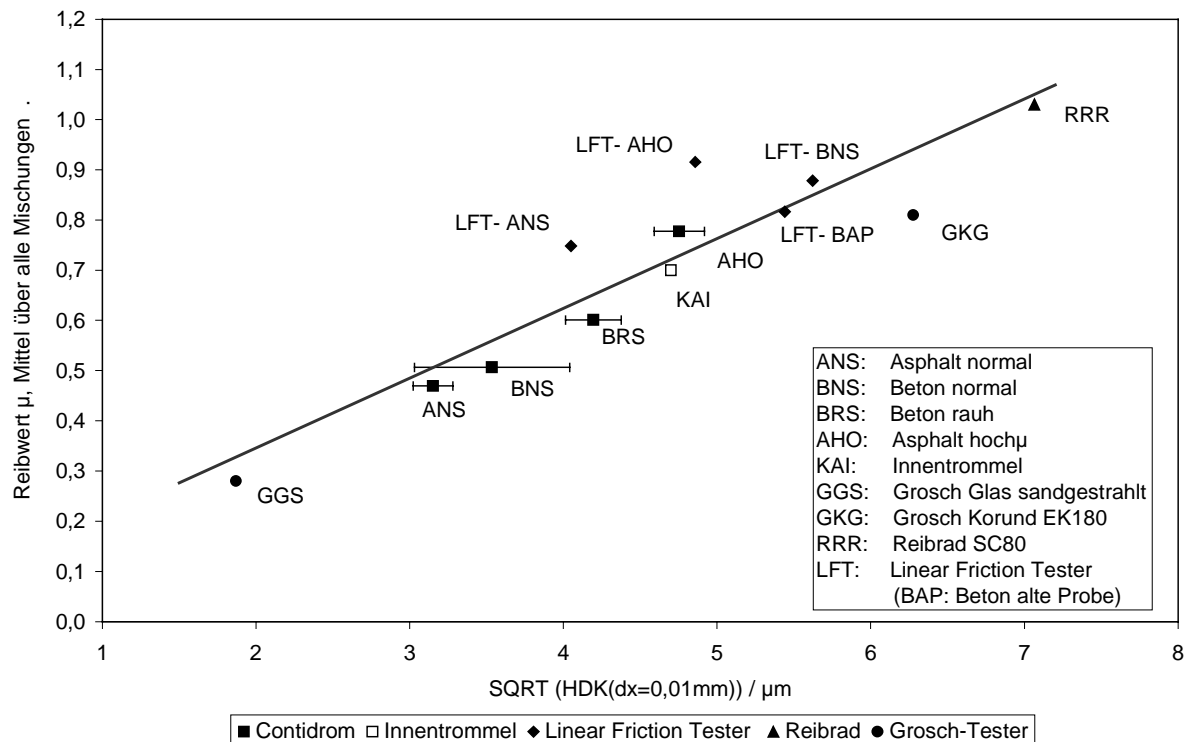


Abb. 7.1: Rauheitsklassifizierung der Messmethoden: Reibwert der Mischungen PT1 bis PT6 bei verschiedenen Messmethoden (mit Wasser, Temperatur 15 bis 20°C, Geschwindigkeit zwischen 0,1 und 1 m/s) im Vergleich mit der mittleren Höhendifferenz bei kleinen Wegdifferenzen. Messung der Rauigkeit mit dem Nadelgerät. Angegeben sind die einfachen Standardabweichungen des Mittelwertes.

Beim Vergleich von Werten, die hier mit sehr unterschiedlichen Messapparaturen erhalten wurden, muss beachtet werden, dass die absolute Größe des Reibwerts für eine Mischung dabei außer von der Reiboberfläche auch noch von der jeweiligen Methode abhängen kann (bes. Probengeometrie, Halterung, Druckverhältnisse). Da die Messungen jedoch alle unter vergleichbaren Bedingungen (Temperatur, Lubrikant, Geschwindigkeit) durchgeführt wurden, gibt der über die Mischungen gemittelte Reibwert ein Maß für den auf der jeweiligen Oberfläche zu erhaltenden Reibwert. Zu beachten ist, dass die relative Abstufung der Mischungen durchaus unter den Messmethoden übereinstimmen kann, auch wenn die absolute Größe des Reibwertes sich unterscheidet. Dies sieht man z.B. im Vergleich der Testergebnisse auf der Straße (Abb. 6.3) mit den Ergebnissen des Innentrommelprüfstandes (Abb. 6.7); hier stimmt auch das Temperaturverhalten der Mischungen überein.

Insgesamt gibt die Höhendifferenzkorrelation der Nadelmessungen also ein gutes Maß für den Einfluss der Rauigkeit auf die absoluten Reibwerte. Dies ist auch verständlich aus der Rolle

der Höhendifferenzkorrelation in der Theorie der Hysteresereibung, wo sie mit der Topothesie korrespondiert (vgl. Kap. 3.2.2). Die Topothesie stellt einen charakterisierenden Deskriptor einer Oberfläche dar und ergibt ein gutes Maß für den Reibwert von Reifen im Straßenversuch [29].

8 Zusammenfassung und Ausblick

Diese Arbeit befasst sich mit Reibversuchen mit Elastomeren, die im Labor und auf Straßen durchgeführt wurden, um Phänomene der Gummireibung auf rauen Oberflächen zu erklären und das Verständnis der Vorgänge in der Reifenaufstandsfläche bei Bremsversuchen mit PKWs zu erweitern. Besonderer Wert wurde darauf gelegt, den Einfluss der Rauigkeit auf den Reibwert quantitativ zu berücksichtigen.

Zur Beschreibung von grundlegenden Phänomenen der Gummireibung wurden im Laborversuch geschwindigkeitsabhängige Reibkurven auf Oberflächen unterschiedlicher Rauheit mit verschiedenen Lubrikanten mit einer Reibapparatur ermittelt und verglichen (s. Kap. 5). Hier waren die experimentellen Parameter wie die Geschwindigkeit und die mechanisch-dynamische Materialeigenschaften gut bestimmbar und die Oberfläche besaß eine gut definierte, homogene Rauigkeit. Es wurde der Versuch unternommen, allein mit einer kürzlich entwickelten Theorie der Hysteresereibung [29] die experimentellen Reibwerte zu beschreiben. Dabei wurden die Oberflächen mit Hilfe der Höhendifferenzkorrelation beschrieben. Die Kontaktbedingungen, insbesondere die Eindringtiefe, wurden aus den Oberflächencharakteristika wie z.B. der Höhenverteilung bestimmt. Das viskoelastische Materialverhalten wurde mit den für hohe Frequenzen gemasterten komplexen Moduln beschrieben. Der geschwindigkeitsabhängige Verlauf der Eindringtiefe hat eine entscheidende Bedeutung für die Lage des Maximums der Reibkurve und muss in eine Beschreibung mit einbezogen werden. Die berechneten Reibkurven zeigen ein dem Experiment prinzipiell ähnliches Verhalten im betrachteten Geschwindigkeitsbereich. Die Hysteresereibungstheorie ist auch in der Lage, den Einfluss der Rauigkeit richtig vorherzusagen. Allerdings lassen sich die absolute Höhe der Reibwerte und die Steigung der Reibwertkurve nicht zutreffend berechnen. Die Untersuchungen zeigen, dass Reibkurven auf einer ölbenetzten rauen Oberfläche gut mit der Hysteresereibung beschrieben werden können. Sie legen nahe, dass bei der Reibung auf rauen wasserbenetzten und trockenen Oberflächen die Adhäsionsreibung einen deutlichen Anteil hat.

Im Straßenversuch liegt eine höhere Komplexität im Hinblick auf die Rauigkeit und auf die mechanisch-dynamischen Materialeigenschaften vor; ein Beschreibungsversuch stellt somit eine im Vergleich zum Laborversuch noch größere Herausforderung für die physikalischen Modelle und Messmethoden dar (s. Kap. 6). Die vorgestellte Testserie von ABS-

Bremsversuchen erlaubt eine separate Betrachtung des Einflusses von Fahrbahn, Laufstreifenmischung, Temperatur und Reifenprofil. Ein spezielles Ergebnis der Reifenversuche ist, dass die Temperaturabhängigkeit auf unterschiedlichen Straßen gegenläufig sein kann. Dieses Phänomen kann als Prüfstein für eine Beschreibung dienen, die Fahrbahnrauigkeit und Elastomereigenschaften mit einbezieht. Die Laborvorhersage auf Basis des viskoelastischen Materialverhaltens ist angewiesen auf eine korrekte Bestimmung der Elastizitätsmoduln bei hohen Frequenzen und wird deshalb dadurch limitiert, dass diese bei komplexen Mischungszusammensetzungen (gefüllte Blends) mit heutigen Methoden nur mit Einschränkungen verlässlich zu erhalten sind. Trotzdem lassen sich Trends im Temperatur- und Mischungsvergleich mit Hilfe des Modells der Hysteresereibung [29] nachvollziehen.

Beim Rauigkeitsvergleich der Straßen interessiert besonders die Frage nach der Oberflächeneigenschaften, die maßgeblich für die Griffigkeit eines Fahrbahnbelages sind [2][35]. Hier ist festzuhalten, dass kein unmittelbarer Rauigkeitsparameter, der aus dem Gesamthöhenprofil der Straßen gewonnen werden kann, allein ein Maß für die Reibwerte bieten kann. Dagegen stellt die Höhendifferenzkorrelation auf kleinen Längenskalen (0,01 mm) eine Kenngröße dar, die den Einfluss der Rauigkeit auf die Reibwerte für verschiedene Messmethoden beschreiben kann (s. Kap. 7). Ein wichtiger Aspekt bei der Beschreibung der Straßenoberflächen ist deren längenskalenabhängiges Erscheinungsbild: Im Kontaktbereich herrscht eine andere Rauigkeits-Charakteristik und fraktale Dimension vor als in der Gesamtoberfläche (s. Kap. 6.3).

In einer zukünftigen Beschreibung von Reifenbremsergebnissen, die mit Hilfe von physikalischen Reibmodellen auf Reibwerte schließt, müssen diese Eigenschaften der Straßenoberflächen Berücksichtigung finden. Jede Modellierung, die auf den mechanisch-dynamischen Moduln des Elastomeres aufbaut, ist davon abhängig, diese bei hohen Frequenzen zuverlässig bestimmen zu können. Deshalb ist es auch heute noch eine wichtige Aufgabe, die Methoden zur Bestimmung der mechanischen Moduln bei hohen Frequenzen so weiterzuentwickeln, dass sie auch bei komplexen Mischungszusammensetzungen verlässliche Ergebnisse liefern.

Ein physikalisches Modell der Elastomerreibung ist nicht nur für die Reifenforschung, sondern auch für die Simulation von Reibvorgängen mit Finite-Elemente-Methode interessant [22][33][49][50]. In dieser Arbeit wurde eine qualitative Übereinstimmung der Hysteresereibkurven mit den experimentellen Reibergebnissen in mehreren Aspekten gezeigt, jedoch

auch Grenzen der Beschreibung der Reibkurven mit Hilfe von theoretischen Modellen aus Materialparametern aufgezeigt. Für eine Weiterentwicklung der aktuell diskutierten Modellvorstellungen von Heinrich, Persson und anderen [29][41][58]-[61][64] werden weiterführende Reibversuche mit gut definierten Modellsystemen auf homogenen Oberflächen - analog zu den klassischen Experimenten von Grosch, Roberts und anderen [25][26][65] und zu den neueren Untersuchungen [5][82] - als Vergleichsbasis benötigt. Hier kann nun, mit den Ergebnissen dieser Arbeit, auch die Rauigkeit quantitativ als experimentelle Größe in die Berechnung einbezogen werden. Damit lassen sich die derzeitig konkurrierenden Reibtheorien weiterentwickeln und es könnte ein Versuch zur Klärung der alten Frage nach dem Adhäsionsanteil bei der Gummireibung auf benetzten rauen Oberflächen gewagt werden.

9 Anhang

9.1 Berechnung der fraktalen Dimension

Für die fraktale Dimension eines mathematischen Objektes existieren verschiedene Berechnungswege, die auf unterschiedlichen Definitionen basieren [9][11]. Obwohl die meisten von ihnen mathematisch äquivalent sind, resultieren aus ihnen für die Berechnung diskreter Objekte Algorithmen, die sich im Konvergenzverhalten unterscheiden und deutlich vom idealen Wert abweichen können. Mit Hilfe von analytisch gegebenen Funktionen mit bekannter fraktaler Dimension soll die gewählte Berechnungsmethode über die Höhendifferenzkorrelation demonstriert werden.

Eine Klasse deterministischer selbstaffiner Kurven wird durch die folgende rekursive Definition gegeben [9]: Sei $f(x)$ eine auf $[0,1]$ definierte Funktion mit

$$f(0) = 0, f(1/p) = f_1, \dots, f(1) = f_p \quad (41)$$

wobei alle f_i frei wählbar sind außer $f_0 = 0$ und $f_1 = 1$ (d.h. die Werte sind für $t = 0, 1/p, 2/p, \dots, 1$ gegeben). Die Zahl p wird Grad der Funktion genannt. Weiterhin soll sich $f(x)$ auf jedem Intervall $(i/p, (i+1)/p)$ reproduzieren; d.h. für $x \in (i/p, (i+1)/p)$, sei

$$f(x) = f_i + (f_{i+1} - f_i) f(px - i) \quad (42)$$

Die Fraktale Dimension D ergibt sich dann zu [10]:

$$D = 1 + \frac{\log(V)}{\log(p)} \quad \text{mit} \quad V = \sum_{i=0}^{p-1} |f_{i+1} - f_i| \quad (43)$$

In dem in Abb. 9.1 und Abb. 9.2 gezeigten Beispiel wird die fraktale Dimension genau getroffen. Das Profil stellt ein deterministisches selbstaffines Profil dar. Zu bemerken ist, dass reale Profile von diesem Idealfall abweichen, insbesondere wenn das Profil über einen Cut-off-Punkt nichtfraktal fortgesetzt wird und sich dadurch Änderungen in der Höhendifferenzkorrelation auch auf den kleinen Längenskalen ergeben können.

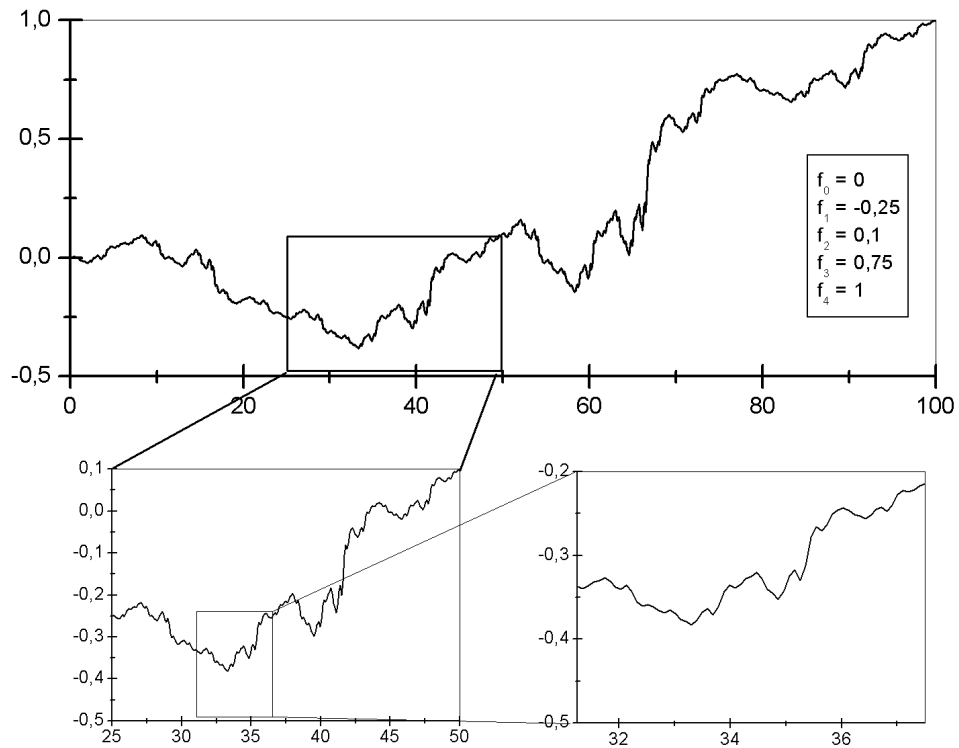


Abb. 9.1: Deterministische selbstaffine Kurve von Grad 4 mit den Parametern $f_1=-0,25$, $f_2=0,1$, $f_3=0,75$ und fraktaler Dimension $D = 1,29$

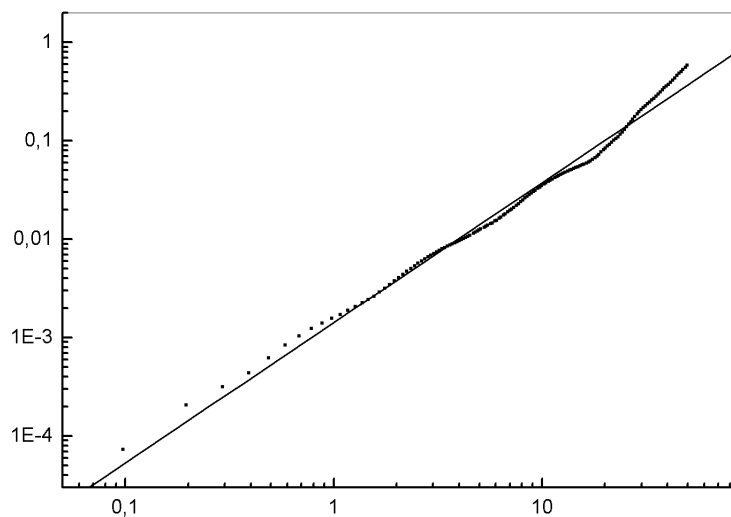


Abb. 9.2: Höhendifferenzkorrelation der in Abb. 9.1 gezeigten Funktion mit $D=1,29$; aus der Steigung der eingezeichneten Fitgeraden ergibt sich eine fraktale Dimension von 1,289.

9.2 Reibwerte aus den Bremsversuchen

Die Reibwerte wurden aus der Verzögerungsstrecke im Bereich 90-20 km/h erhalten (vgl. Kap. 4.4). Die Berechnung des mittleren Reibwertes erfolgte auf Grund des ermittelten Bremsweges nach Gl. (37). Die Reifen des Sommerprofil-Reifens mit der Mischung PT2 waren teilweise fehlerhaft, so dass einige Reibwerte fehlen.

Fahr- bahn	Mischung	Winter (5 Grad)			Herbst (15 Grad)			Sommer (25 Grad)		
		Glatt- Profil	Sommer- Profil	Winter- Profil	Glatt- Profil	Sommer- Profil	Winter- Profil	Glatt- Profil	Sommer- Profil	Winter- Profil
ANS	PT 1	0,437	0,436	0,506	0,473	0,463	0,539	0,567	0,544	0,582
	PT 2	0,434	0,456	0,484	0,441		0,493	0,503	0,517	0,519
	PT 3	0,485	0,485	0,540	0,517	0,512	0,568	0,561	0,568	0,612
	PT 4	0,510	0,515	0,566	0,530	0,530	0,588	0,595	0,623	0,609
	PT 5	0,396	0,396	0,454	0,388	0,386	0,467	0,390	0,390	0,462
	PT 6	0,450	0,456	0,506	0,468	0,465	0,527	0,487	0,495	0,553
BNS	PT 1	0,484	0,496	0,529	0,539	0,557	0,559	0,575	0,577	0,546
	PT 2	0,399	0,476	0,428	0,414		0,451	0,432	0,511	0,460
	PT 3	0,538	0,562	0,571	0,590	0,612	0,595	0,568	0,596	0,561
	PT 4	0,532	0,572	0,565	0,594	0,621	0,579	0,544	0,601	0,551
	PT 5	0,413	0,438	0,441	0,389	0,444	0,452	0,421	0,414	0,438
	PT 6	0,477	0,512	0,494	0,514	0,557	0,520	0,498	0,524	0,514
BRS	PT 1	0,545	0,563	0,553	0,660	0,685	0,612	0,634	0,631	0,585
	PT 2	0,399	0,527	0,466	0,455		0,489	0,456	0,542	0,503
	PT 3	0,614	0,649	0,603	0,709	0,757	0,657	0,633	0,648	0,604
	PT 4	0,600	0,653	0,603	0,693	0,749	0,632	0,584	0,656	0,594
	PT 5	0,456	0,513	0,491	0,469	0,556	0,502	0,419	0,460	0,505
	PT 6	0,534	0,582	0,539	0,620	0,691	0,577	0,543	0,582	0,556
AHO	PT 1	0,788	0,796	0,785	0,825	0,855	0,733	0,722	0,715	0,638
	PT 2	0,701	0,786	0,670	0,666		0,628	0,551	0,622	0,547
	PT 3	0,840	0,865	0,810	0,857	0,882	0,732	0,713	0,730	0,644
	PT 4	0,844	0,887	0,812	0,848	0,882	0,723	0,676	0,731	0,626
	PT 5	0,686	0,733	0,699	0,662	0,700	0,611	0,499	0,527	0,534
	PT 6	0,776	0,825	0,745	0,805	0,821	0,684	0,620	0,648	0,588

Tab. 9.1: Ergebnisse der Bremsversuche auf nasser Straße: Reibwerte μ auf den Fahrbahnen Asphalt-normal Schiene (ANS), Beton-normal Schiene (BNS), Beton-rau Schiene (BRS) und Asphalt-hoch μ Oval (AHO)

9.3 Mechanisch-dynamische Materialkennwerte

In Tab. 9.2 sind Glasübergangstemperaturen, erhalten mit Differential Scanning Calorimetry (DSC) mit einer Heizrate von 10K/min angegeben; zum Vergleich sind die dynamischen Glasübergangstemperaturen, gegeben als die Maxima des Verlustmoduls G'' und des Verlustwinkels $\tan\delta$ bei einer Frequenz von 1 Hz aufgeführt. Hierfür wurde jeweils die Hauptkomponente als maßgeblich angenommen. Zu bemerken ist, dass im vorliegenden Fall die DSC-Glasübergangstemperatur ca. 3 °C unter der “ G'' ”-Glasübergangstemperatur liegt, jedoch mit der “Glasübergangstemperatur aus $\tan\delta$ -Kurven” nicht gut korrespondiert.

Mischung	DSC	G''	$\tan\delta$
PT 1	-48	-45	-38
PT 2	-67	-64	-58
PT 3	-58	-56	-22
PT 4	-59	-54	-34
PT 5	-59	-55	-39
PT 6	-69	-63	-51

Tab. 9.2: Glasübergangsparameter in °C

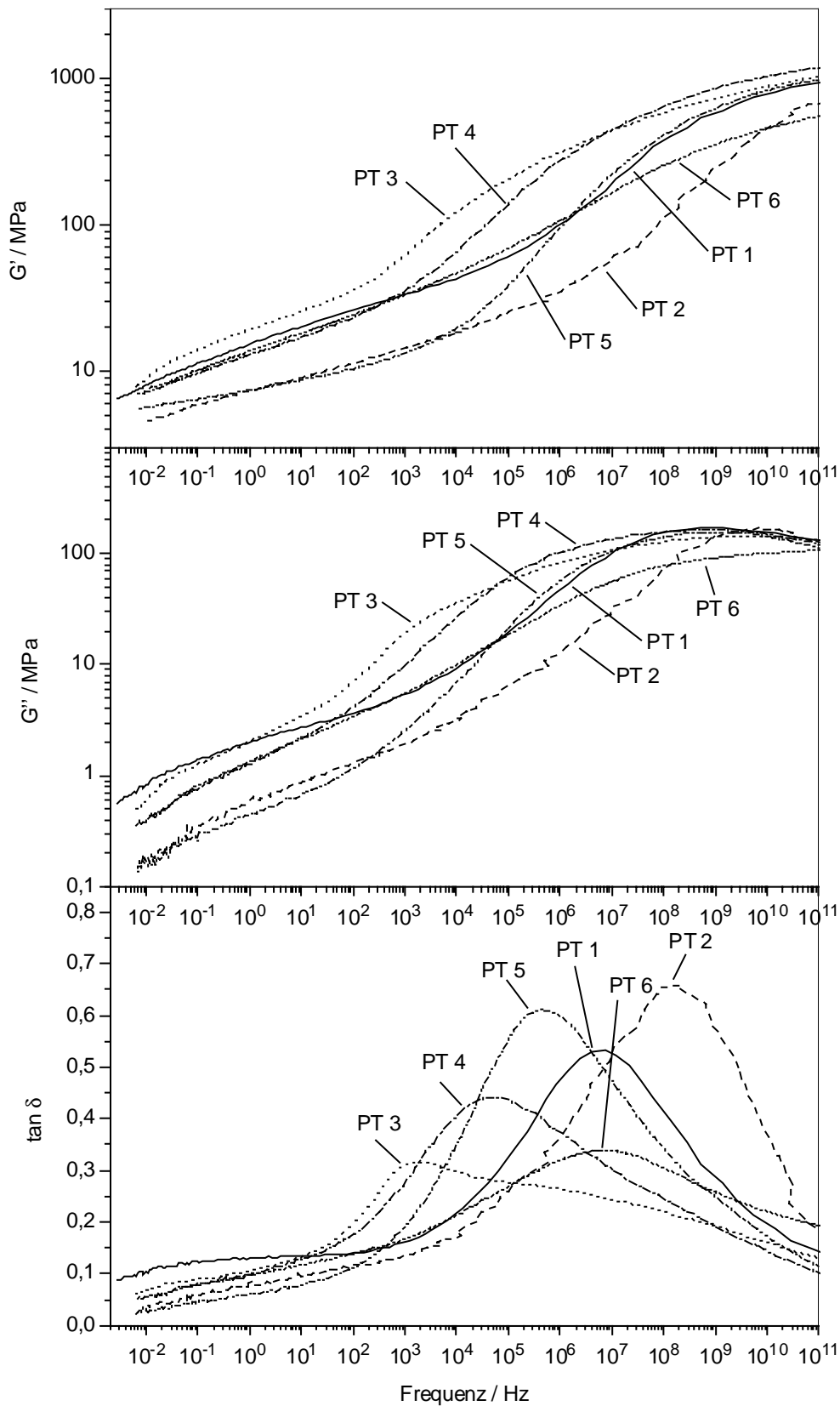
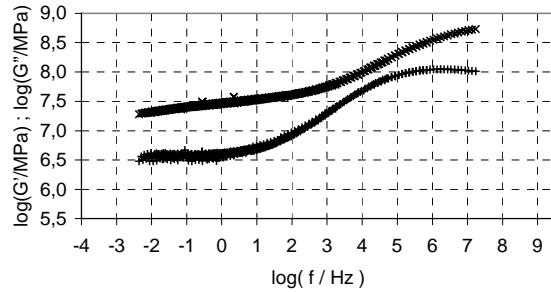
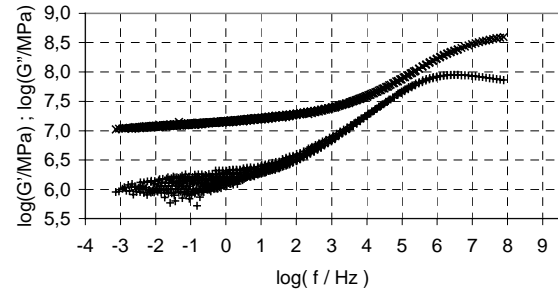


Abb. 9.3: Speichermodul G' , Verlustmodul G'' und Verlustwinkel $\tan \delta$ für die 6 Laufflächenmischungen, bei der Temperatur $T_{\text{ref}} = 15^\circ\text{C}$, erhalten als WLF-Transformation der Werte aus der Abb. 6.8 (universelle Konstanten, DSC-Glastemperatur)

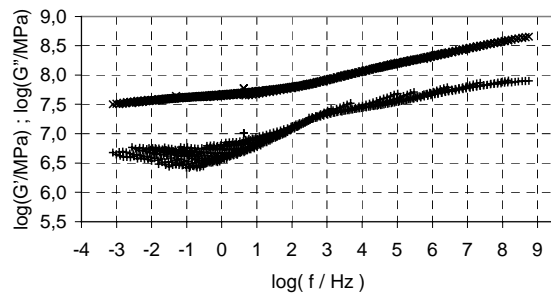
a) Mischung PT 1



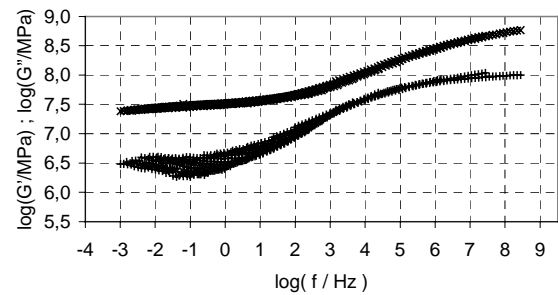
b) Mischung PT 2



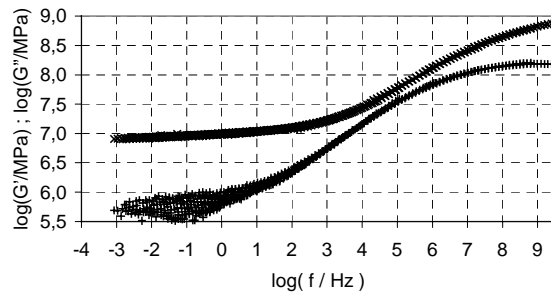
c) Mischung PT 3



d) Mischung PT 4



e) Mischung PT 5



f) Mischung PT 6

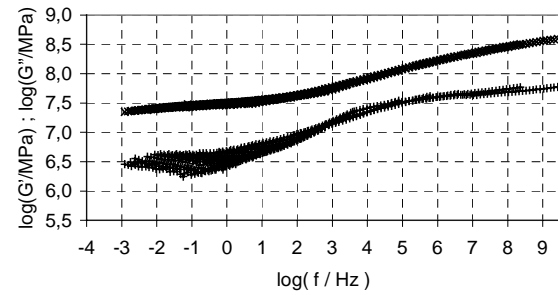
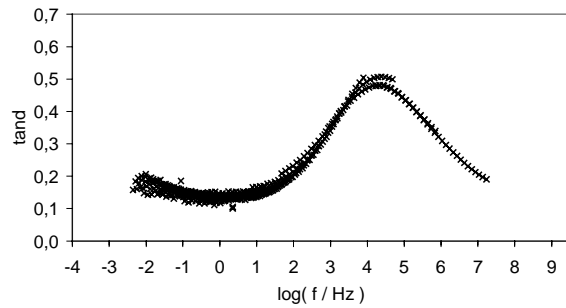
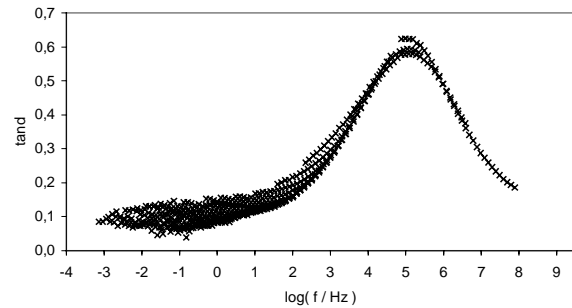


Abb. 9.4: Masterkurven des Schermoduls (Elastizitätsmodul G' (x) und Verlustmodul (+)) für die Laufflächenmischungen bei einer Referenztemperatur $T_{\text{ref}} = 15^\circ\text{C}$; Schermodulmessung mit der Auslenkung $\gamma = 0,2\%$

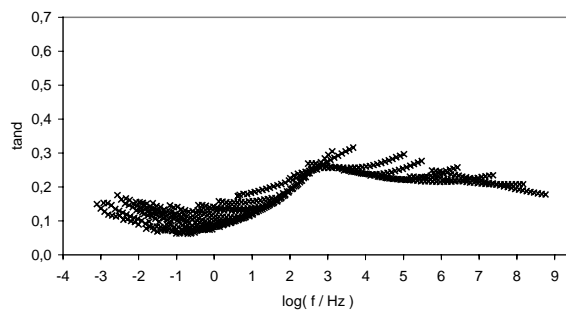
a) Mischung PT 1



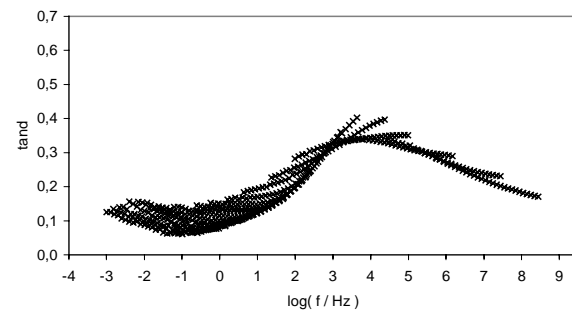
b) Mischung PT 2



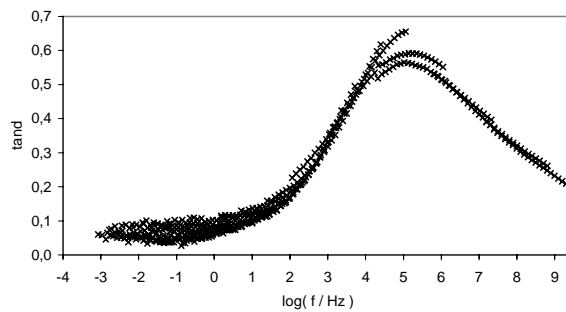
c) Mischung PT 3



d) Mischung PT 4



e) Mischung PT 5



f) Mischung PT 6

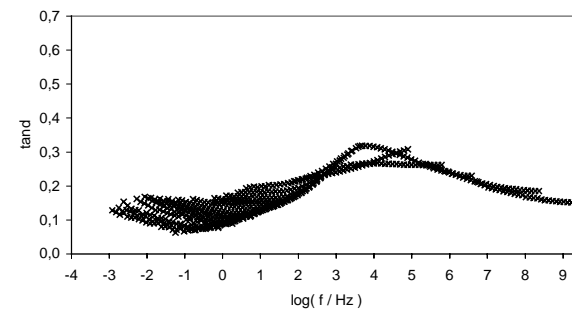


Abb. 9.5: Verlustwinkel der Masterkurven in Abb. 9.4

10 Literatur

- [1] **J.J. Aklonis, W.J. MacKnight:** Introduction to Polymer Viscoelasticity. John Wiley & Sons, New York, 2. Auflage, 1983
- [2] **T. Alshuth:** Gummireibung, Wechselwirkung Reifen / Straße, Reifengriff. in: Fahrzeug und Fahrbahn, FGSV-Tagung am 14. & 15.4.1999 in Celle , 1999
- [3] **Th. Bachmann:** Literaturrecherche zum Reibwert zwischen Reifen und Fahrbahn. Fortschr.-Ber. VDI Reihe 12 Nr. 286, VDI Verlag, Düsseldorf, 1996
- [4] **Th. Bachmann:** Wechselwirkungen im Prozess der Reibung zwischen Reifen und Fahrbahn. Fortschr.-Ber. VDI Reihe 12 Nr. 360, VDI Verlag, Düsseldorf, 1998
- [5] **M. Barquins:** Adherence, Friction and Wear of Rubber-Like Materials“, Wear and Friction of Elastomers. in: Denton und Keshavan (Hrsg.), American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1992)
- [6] **Y. B. Chernyak, A.I. Leonov:** On the theory of the adhesive friction of elastomers. Wear **108** (1986) 105
- [7] **J.M.G. Cowie:** Chemie und Physik der synthetischen Polymeren. Vieweg, Braunschweig/Wiesbaden, 1997
- [8] **D. Dowson:** History of Tribology. Professional Engineering Publishing, 2nd Edition, London, 1998
- [9] **B. Dubuc:** On Estimating Fractal Dimension. Thesis, McGill University, Montréal (1988)
- [10] **B. Dubuc, Z. Elqortobi:** Valeurs extrêmes de fonctions fractales. Technical report DMS-86-11, Université de Montréal, 1986
- [11] **B. Dubuc, J.F. Quiniou et al.:** Evaluating fractal dimension I: one-dimensional profiles. McGill Research Centre for Intelligent Machines, McGill University, Montréal, 1987
- [12] **J. Eberhardsteiner, W. Fidi, W. Liederer:** Experimentelle Bestimmung der adhäsiven Reibeigenschaften von Gummiprüben auf ebenen Oberflächen. Kautsch. Gummi Kunstst. **51** (1998) 773
- [13] **U. Eichhorn:** Reibwert zwischen Reifen und Fahrbahn – Einflussgrößen und Erkennung. Fortschr.-Ber. VDI Reihe 12 Nr. 222, VDI Verlag, Düsseldorf, 1993
- [14] **H.-G. Elias:** Polymere: Von Monomeren und Makromolekülen zu Werkstoffen. Hüthig & Wepf Verlag, Zug, Heidelberg, Oxford, CT/USA, 1996
- [15] **M. Ergün:** Optimisation of Road Surface Friction from Macro- and Microtexture Point of View. in: Proceedings of the Forth International Symposium of Pavement Surface Characteristics of Roads and Airfields, Nantes, France, May 2000

- [16] **B. Feeny, A. Guran, N. Hinrichs, K. Popp:** A historical review on dry friction and stick-slip phenomena. *Appl. Mech. Rev.* **51** (1998)
- [17] **J. D. Ferry:** Viscoelastic Properties of Polymers. John Wiley & Sons, New York, 1980
- [18] **H. Fischlein:** Untersuchung des Fahrbahnoberflächeneinflusses auf das Kraftschlussverhalten von PKW-Reifen. *Fortschr.-Ber. VDI Reihe 12 Nr. 414*, VDI Verlag, Düsseldorf (2000)
- [19] **B. Freund, W. Niedermeier:** Molekulare Deutung des Payne-Effektes und Beeinflussung durch Füllstoffe. *Kautsch. Gummi Kunstst.* **51** (1998) 444
- [20] **G. Fritzsche:** Signale und Funktionaltransformationen. Verlag Technik, Berlin, 1985
- [21] **K. N. G. Fuller, D. Tabor:** The effect of surface roughness on the adhesion of elastic solids. *Proc. R. Soc. Lond. A* **345** (1975) 327
- [22] **J. Gough, A. H. Muhr, M. Kwong:** Measurement and modelling of friction of rubber. in: *Constitutive Models for Rubber II*, Besdo, Schuster & Ihlemann (Hrsg.), Swets & Zeitlinger, Lisse, 2001
- [23] **J. A. Greenwood, J.B. P Williamson:** Contact of nominally flat surfaces. *Proc. of the Royal Soc. London A* **295** (1966) 300
- [24] **K. A. Grosch:** Laborbestimmung der Abrieb- und Rutschfestigkeit von Laufflächenmischungen – Teil I: Rutschfestigkeit. *Kautsch. Gummi Kunstst.* **49** (1996) 432
- [25] **K. A. Grosch:** The relation between the friction and visco-elastic properties of rubber. *Proc. Royal Soc., London A* **274** (1963) 21
- [26] **K. A. Grosch:** The Rolling Resistance, Wear and Traction Properties of Tread Compounds. *Rubber Chem. Technol.* **69** (1996) 495
- [27] **K. A. Grosch:** The speed and temperature dependence of rubber friction and its bearing on the resistance of tires. in: *Hays, Browne: The Physics of Tire Traction - Theory and Experiment* (1974) 143
- [28] **G. Heinrich:** Dynamics of Carbon Black Filled Networks. Viscoelasticity, and Wet Skid Behavior, *Kautsch. Gummi Kunstst.* **45** (1992) 173
- [29] **G. Heinrich:** Hysteresis Friction of Sliding Rubbers on Rough and Fractal Surfaces. *Rubber Chem. Technol.* **70** (1997) 1
- [30] **G. Heinrich, L. Grave, M. Stanzel:** Material- und reifenphysikalische Aspekte bei der Kraftschlußoptimierung von Nutzfahrzeugreifen. *VDI-Tagung, VDI-Bericht Nr. 1088*, Düsseldorf, 1995
- [31] **G. Heinrich, M. Klüppel, T.A. Vilgis:** Evaluation of Self-Affine Surfaces and their Implication for Frictional Dynamics as Illustrated with a Rouse Material. *Comp. Th. Poly. Science*, **10** (2000) 53

- [32] **K. Himeno, Y. Nakamura, A. Kawamura, K. Saito:** Skid Resistance of Asphalt Pavement Surfaces Related to their Microtexture. in: Proceedings of the Forth International Symposium of Pavement Surface Characteristics of Roads and Airfields, Nantes, France, May 2000
- [33] **T. Huemer, W. N. Liu, J. Eberhardsteiner, H. A. Mang, G. Meschke:** Sliding Behavior of Rubber on Snow and Concrete Surfaces. *Kautsch. Gummi Kunstst.* **54** (2001) 458
- [34] **S. Huschek:** Kennzeichnung der Oberflächenrauheit und deren Einfluß auf die Griffigkeit und die Reifengeräusche. in: Fahrzeug und Fahrbahn, FGSV-Tagung am 10. & 11.10.1995 in Karlsruhe
- [35] **S. Huschek, P. Merzoug:** Zusammenhang zwischen Rauheit und Griffigkeit. in: Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Bundesministerium für Verkehr, Abteilung Straßenbau (Hrsg.), Heft 735 (1997)
- [36] Inprise Corporation: Borland Delphi Version 4.0,
- [37] **ISO 13473-1:1997:** Characterisation of pavement texture by use of surface profiles – Part 1: Determination of Mean Profile Depth
- [38] **ISO 13565:1996:** Characterisation of surfaces with different functional properties according to the levels
- [39] **ISO 4287:1997:** Oberflächenzustand: Profilmethode, Glieder, Definitionen und Parameter des Oberflächenzustandes
- [40] **M. Keller:** Zur Optimierung hochfester Stahlseilgurtverbindungen. Dissertation, Universität Hannover, 2001
- [41] **M. Klüppel, G. Heinrich:** Rubber Friction on Self-Affine Road Tracks. *Rubber Chem. Technol.* **73** (2000) 578
- [42] **M. Klüppel, J. Schramm:** A Generalized Tube Model of Rubber Elasticity and Stress Softening of Filler Reinforced Elastomer Systems. *Makromolecular Theory and Simulations* **9** (2000) 742
- [43] **G. Kraus:** Mechanical Losses in Carbon-Black Filled Rubbers. *Journal of Applied Polymer Science* **39** (1984) 75
- [44] **H. W. Kummer:** Lubricated Friction of Rubber – Discussion. *Rubber Chem. Technol.* **41** (1968) 895
- [45] **H. W. Kummer:** Unified Theory of Rubber and Tire Friction. Pennsylvania State University, Engineering Research Bulletin B-94 (1966)
- [46] **H.W. Kummer, W.E. Meyer:** Skid or Slip Resistance ?. *Journal of Materials*, **1** No. 3 (1966) 667
- [47] **H. W. Kummer, W. E. Meyer:** Verbesserter Kraftschluss zwischen Reifen und Fahrbahn. Ergebnisse einer neuen Reibungstheorie. *ATZ* **69/8** (1967) 245

- [48] **R. S. Lakes:** Viscoelastic Solids. CRC Press, Boca Raton, London, 1999
- [49] **C. G. Li, P. S. Steif:** Frictional sliding on a constrained rubber layer. Rubber Chem. Technol. **72** (1999) 205
- [50] **C. G. Li, P. S. Steif:** Sliding resistance on a constrained rubber layer due to rubber hysteresis. Rubber Chem. Technol. **72** (1999) 217
- [51] **P. Maier, D. Göritz:** Molecular Interpretation of the Payne effect, Kautsch. Gummi Kunstst. **49** (1996) 18
- [52] **J. E. Mark, B. Erman, F. R. Eirich:** Science and Technology of Rubber. Academic Press, San Diego, New York, 1994
- [53] **D. F. Moore:** The Friction and Lubrication of Elastomers. Pergamon Press, Oxford, 1972
- [54] **H. Morawetz:** History of Rubber Research. Rubber Chem. Technol. **73** (2000) 405
- [55] **K. Nagdi:** Gummiwerkstoffe: ein Ratgeber für Anwender. Vogel, Würzburg, 1981
- [56] **M. Nahmias, A. Serra:** Correlation of wet traction with viscoelastic properties of passenger tread compounds. Rubber World **216/6** (1997) 38
- [57] **A. R. Payne:** Dynamic Mechanical Properties of Filler Loaded Vulcanisates. Rubber and Plastics Age (1961) 963
- [58] **B. N. J. Persson:** Sliding friction: physical principles and applications. Springer Verlag, Berlin, 1998
- [59] **B. N. J. Persson:** Sliding Friction of Lubricated Surfaces. in: Persson, Tosatti (eds): Physics of Sliding Friction, Kluwer Academic Press, 1996
- [60] **B. N. J. Persson:** Theory of rubber friction and contact mechanics. J. Chem. Phys. **115** Nr. 9 (2001)
- [61] **B. N. J. Persson:** Theory of Rubber Friction, Contact Mechanics, and the role of Surface Roughness on the Adhesion of Elastic Solids. paper no. 24, presented at the 160th Meeting of the Rubber Division, American Chemical Society, Ohio, Oct. 16-19 (2001)
- [62] **P. Pfeifer:** Fractal dimension as working tool for surface-roughness problems. Applications of Surface Science **18** (1984) 146
- [63] **W. H. Press, S. A. Teukolsky, W. T. Vetterling, B. P. Flannery:** Numerical recipes in C. Cambridge University Press 2nd ed. 1992
- [64] **Z. Radó:** A Study of Road Surface Texture and its Relationship to Friction. Dissertation, Pennsylvania State University, 1994
- [65] **A. D. Roberts:** A Guide to Estimation the Friction of Rubber. Rubber Chem. Technol. **65** (1992) 673

- [66] **A. D. Roberts:** Lubrication Studies of Smooth Rubber Contacts. in: The Physics of Tire Traction. Theory and Experiment (1974) 179
- [67] **R. A. L. Rorrer:** A Historical Perspective and Review of Elastomeric Stick-Slip. Rubber Chem. Technol. **73** (2000) 486
- [68] **A. Schallamach, K. A. Grosch:** Tire Traction and Wear. in: Mechanics of Pneumatic Tires, S. E. Clark, Ed, US Dept. of Transportation (1979) 380
- [69] **K. H. Schulze:** Griffigkeit und Rauheit. in: Handbuch des Straßenbaus, Bd. 1, Wehner, Schulze, Siedeck (Hrsg.), Springer-Verlag, 1979
- [70] **J. Schramm, M. Klüppel, Th. Alshuth:** Modelling of Stress Softening of Reinforced Elastomers an its Meaning for FE-Simulations of Tear Resistance. Kautschuk-Herbst-Kolloquium, Hannover, 2000
- [71] **A. Schröder:** Charakterisierung verschiedener Rußtypen durch systematische statische Gasadsorption, Dissertation, Universität Hannover, 2000
- [72] **F. R. Schwarzl:** Polymermechanik, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1990
- [73] **T. R. Thomas:** Rough Surfaces. Longman, Harlow, 1982
- [74] **H. Takino, R. Nakayama, Y. Yamada:** Viscoelastic properties of elastomers and tire wet skid resistance. Rubber Chem. Technol. **70** (1997) 584
- [75] **L. R. G. Treloar:** The Physics of Rubber Elasticity. Clarendon press, Oxford, 1975
- [76] **T. A. Vilgis , G. Heinrich:** Die Physik des Autoreifens. Physikalische Blätter **57** (2001) 67
- [77] Waterloo Maple Inc.: Maple V Release 5.1,
- [78] **M.-J. Wang:** Effect of polymer-filler and filler-filler interaction on dynamic properties of filled vulcanizates. Rubber Chem. Technol. **71** (1998) 520
- [79] **M. L. Williams, R. F. Landel, J. D. Ferry:** The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-forming Liquids. J. Amer. Chem. Soc. **77** (1955) 3701
- [80] **C. Wrana:** Dynamisch-mechanische Analyse von gefüllten Elastomeren. Dissertation, Universität Ulm, 1996
- [81] **C. Wrana, U. Eisele, S. Kelbch:** Measurement and Molecular Modeling of Rolling Resistance in Tire Treads. Kautsch. Gummi Kunstst. **53** (2000) 126
- [82] **H. H. Yang, M. Gerspacher, L. Nikiel, C. P. O'Farell:** Traction Predictive Rubber Compounds High-Frequency Viscoelasticity and Tribology. paper no. 7 presented at a meeting of the Rubber Division, American Chemical Society, April 4-6, 2000 in Dallas, Texas

Grund zum Danken

Einen herzlichen Dank an alle, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben:

- an Herrn Prof. Dr. Göritz, der mich angeleitet und zum Selberdenken ermutigt hat.
- an Herrn Prof. Dr. Schuster, der durch seine stete, umfassende Unterstützung diese Arbeit ermöglicht hat; an Herrn Dr. Klüppel, der immer bereit war zu einer wissenschaftlichen Debatte und an Herrn Dr. Alshuth, mit dem ich viele fruchtbare Diskussionen geführt habe.
- an Herrn Dr. Heinrich (Continental AG), der mich überhaupt erst zum Gummi und zum Reifen gebracht hat und Herrn Dr. Kelbch (Bayer AG) für die Unterstützung der Dissertation.
- an alle Projektpartner, die mit zum Gelingen der Messungen und Auswertungen beigetragen haben.
- an alle Mitarbeiter des Deutschen Instituts für Kautschuktechnologie für die gute Zusammenarbeit und Hilfsbereitschaft; besonders auch an die geduldigen Chemiker, die meine physikalische Fragerei ausgehalten haben. Das Doktorandenleben mit euch hat mir Spaß gemacht!
- ganz besonders auch an meine Zimmergenossen Jens Meier und Andreas Schröder für viele seelische Massagen und etliche schöne Seemeilen sowie an Arno Müller für seine wertvolle Hilfe im Endspurt.
- an die Mitglieder der AG Göritz der Universität Regensburg, die mich herzlich aufgenommen haben und mich Nordlicht davon überzeugt haben, dass sie noch mehr zu bieten haben als Weißwurst und Brezn.
- speziell an Herrn Lindner von der Universität Regensburg, der mir geholfen hat, mit einer Kristallsäge Wunderdinge zu treiben, für die sie ursprünglich gar nicht gedacht war.
- an alle, die beim Korrekturlesen geholfen haben!

Lebenslauf

Ernst Joachim Schramm

geboren am 27.6.1967 in Freiburg i. Br.

Schulbesuch

1973 - 1977 Grundschule Martensplatz in Hannover

1977 - 1986 Humboldt-Gymnasium in Hannover

Zivildienst

1986 - 1988 Altenpflege im DRK-Altenheim Elkartallee in Hannover

Studium

1988 - 1994 Studium der Physik an der Universität Hannover

1993/94 Diplomarbeit am Institut für Atom- und Molekülphysik, Abteilung
Spektroskopie mit dem Thema: Isotopieverschiebung und Hyperfeinstruktur des
Neodym; Diplomprüfung am 31.5.1994

1995 – 1996 Zweitstudium: Lehramt an Gymnasien - Mathematik und Physik an der
Universität Hannover; Erste Staatsprüfung für das Lehramt an Gymnasien am
12.12.1996

Berufliche Tätigkeiten

1991 – 1994 wissenschaftliche Hilfskraft an der Universität Hannover

- am Laboratorium für Informationstechnologie
- zur Betreuung von Praktikumsversuchen - Elektronik/Optik

1994 – 1997 Praktika

- bei der PHYWE Systeme GmbH in Göttingen
- bei der Continental AG, Abteilung Materialforschung in Hannover

1997 – 2001 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Deutschen Institut für Kautschuktechnologie
e.V. in Hannover

2000 Forschungsaufenthalt bei der Sid Richardson Carbon Company in Fort Worth,
Texas, USA